

## 第6章 低品質骨材とモルタルを組み合わせた複合モデルによる照査

### 6.1 緒言

前述のように、低品質の粗骨材を用いたコンクリートにおいて、水セメント比や空気量などの配合条件を変化させた場合の耐凍害性について検討した結果、吸水率が3%以下の規格を外れても、4.5%以内であれば、コンクリートの耐凍害性を確保できる骨材もあり、有効活用できる骨材は少なくないことを示唆する結果が得られた。

とくに、低品質骨材の中には、水セメント比を大きくするほど耐凍害性が改善される注目すべき事例も見られた。内部の粗骨材にそれほどの変化が見られなかったことから、モルタルの拘束力が弱く、しかも骨材内部の水分が凍結した際に、骨材からの未凍結水が移動できるようなモルタルの空隙構造になっているためと考えられ、この点を検証する必要がある。

そこで、第5章で用いた粗骨材 No.10 を用いて、モルタルによる基礎実験を行うことにした。具体的には、この粗骨材とモルタルを組み合わせ、コンクリートに準じた水セメント比や空気量による配合条件で複合モデルを作製し、凍結融解試験を行って、粗骨材とモルタルに生じるひずみを測定した。ひずみは、応力の解析上、骨材単体およびモルタル単体についても測定した。

得られたひずみを応力に換算し、骨材およびモルタルの強度と比較することで、一見して特異なコンクリートの凍結融解試験結果を検証することが、ここでの目的である。

### 6.2 実験概要

#### 6.2.1 使用材料および配合

粗骨材は、No.10 を対象にした。ただし、砕石そのものではなく、この母岩から採取したコアを粗骨材に見立てることとした。これを場合により、粗骨材あるいはコアと表記する。コンクリートに用いた粗骨材の吸水率が5.88%であり、これから $\pm 1.5\%$ の範囲内の吸水率を有するコアを選定することとし、吸水率の差が試験結果に影響しないように配慮した。

セメントは普通ポルトランドセメント、混和剤にはコンクリートの作製で用いた AE 減水剤標準型 I 種（主成分：リグニンスルホン酸化合物およびリグニンスルホン酸化合物とポリカルボン酸エーテルの複合体）および AE 剤（変性ロジン酸化合物を主成分とする陰イオン系の界面活性剤）を用いた。

複合モデルの作製に用いたモルタルの配合を、表 6-1 に示す。モルタル単体の配合も、これと同一である。モルタルの配合は、第5章で示したコンクリートの

凍結融解試験で、水セメント比 30%と 50%の耐凍害性が大きく異なったため、この 2 種類のコンクリートと水セメント比 40%の配合に限定することとし、空気量も 5.5~6.0%のみに準じて決定した。粗骨材の容積を各材料に按分して割り増しているので、空気量はコンクリートよりも増量されている。練混ぜにあたり、細骨材は表乾状態に調整し、所定の質量を計量した。空気量の測定は、容積 10 のモルタル用の測定器を用い、JIS A 1128「フレッシュコンクリートの空気量の圧力による試験方法（空気室圧力方法）」に準じ、所定の空気量となるように、AE 剤を適宜用いて調整した。この際、フレッシュコンクリートのスランプ試験に倣い、フロー試験を JIS R 5201「セメントの物理試験方法」に準じて行った。測定されたフロー値は 190~240 程度で、水セメント比が小さいほど小さい値を示している。

実験に用いた供試体の種類は、コア単体が 1 種類、モルタル単体および複合モデルがそれぞれ 3 種類である。

表 6-1 複合モデルのモルタルおよびモルタル単体の配合

種類	W/C (%)	空気量 (%)		単位量 (kg/m <sup>3</sup> )		
		コンクリート	モルタル	水	セメント	細骨材
30-6	30.0	5.5~6.0	8.6~9.4	266	887	1032
40-6	40.0				665	1227
50-6	50.0				532	1352

### 6.2.2 複合モデルの形状とひずみゲージの貼付

実験に用いた供試体の形状とひずみゲージの貼付を、図 6-1 に示す。コア単体の形状は  $\phi 30 \times 60\text{mm}$  とし、骨材の産地から原石を採取し、コアドリルによって規定の寸法に調整した。モルタル単体の形状は  $\phi 50 \times 100\text{mm}$  である。複合モデルは、 $\phi 30 \times 60\text{mm}$  のコアを用い、 $\phi 50 \times 100\text{mm}$  のモルタルの所定の位置に埋設した。

供試体は、常に表乾状態を保つことにした。この際、供試体内部からの湿気が、ゲージの抵抗値に影響を及ぼす恐れがあるため、ゲージを貼付する部分をポリエステル系の接着剤でプリコーティングして防水ベースをつくり、その上にひずみゲージを貼付した。さらに、雰囲気湿気からも保護するため、貼付したひずみゲージをゴム系感圧型のコーティングテープで覆い、防水処理した。この後、供試体を水に浸して飽水状態とし、表面水を拭いて表乾状態とした。引き続き、ホットメルト型のコーティング剤で供試体全体をコーティングし、さらに 2 種類のコーティング剤（SB テープと VM テープ）を巻いて封緘状態とした。

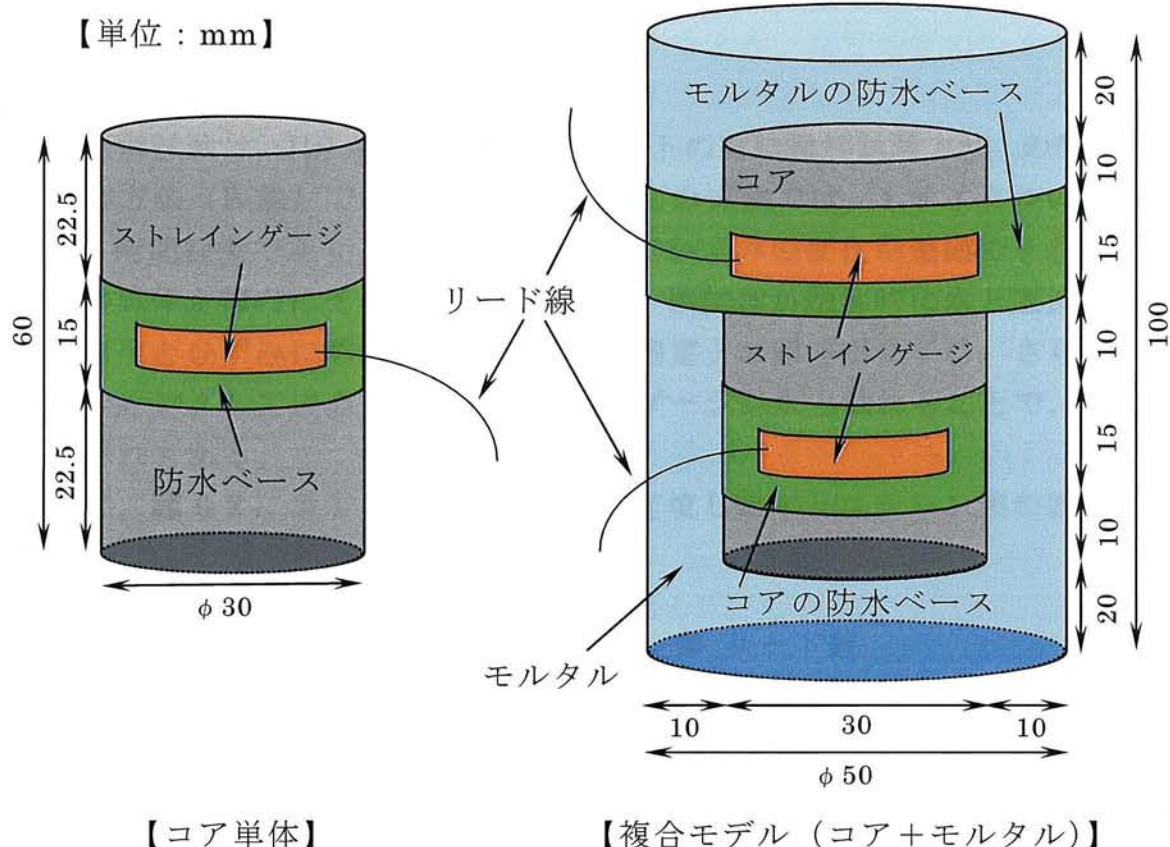


図 6-1 コア単体と複合モデルの形状およびひずみゲージの貼付

ひずみゲージは、コア単体とモルタル単体では、中心付近の円周方向に貼付したが、複合モデルでは、コアとモルタルのひずみゲージの位置が重ならないように配慮した。これは、コアのひずみゲージの周辺は防水処理のためコーティング剤を用いており、このすぐ上の箇所ではモルタルのひずみの変化が、これによる影響を受ける恐れがあると考えたためである。

この実験では、温度変化に伴うひずみの変化を測定する。温度については、ゲージ貼付供試体と同一寸法で、同じように封緘状態とした供試体を用い、その中心部に埋設した熱電対と表面部に貼り付けた熱電対とによって測定した。供試体温度としては、コア単体が中心部と表面部の2点の平均値、複合モデルがコアの中心部と表面部およびモルタルの表面部の3点の平均値をそれぞれ採用した。

凍結融解試験のように、温度が変化する場合、ひずみゲージには、外力によるひずみがなくても熱出力が発生する。温度変化とともに外力を受けるような場合には、温度と熱出力（ひずみ）との関係式により、測定値の指示値からこの熱出力を補正する必要がある。温度と熱出力の関係式は、温度を変数とした4次式で示されており、実験では測定器の指示値からこの関係式を用いて温度変化に対応

した熱出力を補正し、補正後のひずみを実際のひずみとして扱った。

### 6.2.3 凍結融解試験

凍結融解試験は、JIS A 1148「コンクリートの凍結融解試験方法」の気中凍結・水中融解方法（B 法）で行った。ただし、この方法では、1 サイクルの所要時間が 3～4 時間程度であり、温度変化に対してひずみの変化が追従できない恐れがある。供試体を槽内にそのまま設置すれば、供試体が融解時に水と直接接触するため、温度とひずみに感度のずれが生じ、測定上の誤差が生じる。さらに、二重にコーティングしているとはいえ、ひずみゲージが水と触れることで、測定不能に陥る恐れもある。

そこで、図 6-2 に示すように、不凍液を充填したポリエチレン製の容器に水中

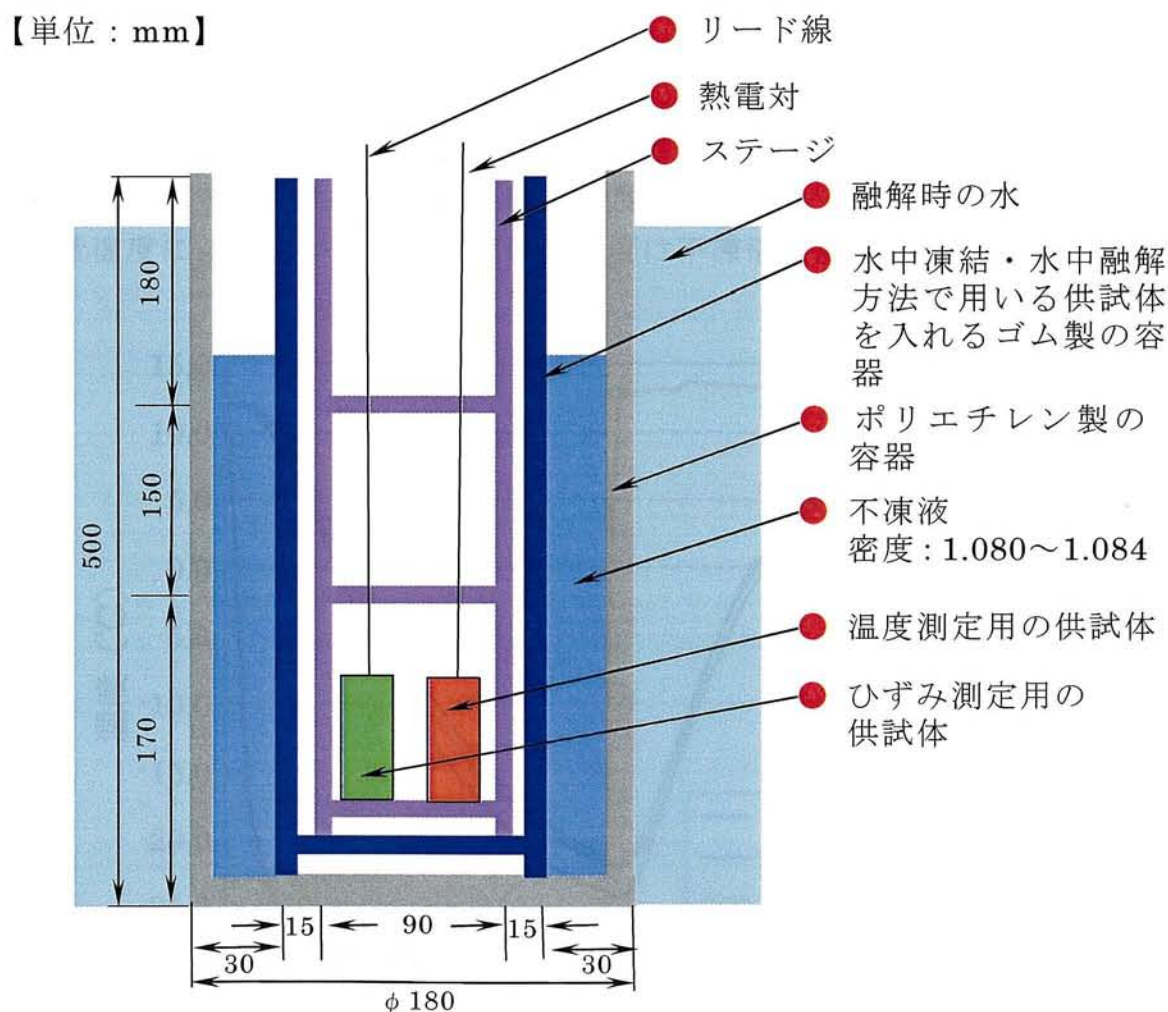


図 6-2 凍結融解試験で供試体を設置した容器



凍結・水中融解方法で用いる  $120 \times 120 \times 500\text{mm}$  のゴム製の容器を設置した。さらに、この中に  $90 \times 90 \times 500\text{mm}$  のステージを置き、温度測定用の供試体とひずみ測定用の供試体を同一箇所に配置した。ポリエチレン製の容器とゴム製の容器の間に不凍液を介在したのは、供試体の温度変化を本来の凍結融解試験よりも緩やかにし、温度の変化に対してひずみの変化を追随しやすくし、誤差が生じないようにしようという意図による。不凍液の密度は、温度変化に影響するので、購入時の密度  $1.086$  を  $1.080 \sim 1.084$  となるように、調整して使用した。供試体を設置するステージは、三段置きとなっているが、たとえば凍結時に、最上部は温度が下がりにくく、最下部とのひずみに誤差が生じるため、最上部には供試体は設置しないようにした。ひずみ測定用の供試体がある箇所には、必ず温度測定用の供試体を配置することとし、同一容器の下段あるいは中段にひずみ測定用の供試体を設置する場合には、必ずそのどちらにも温度測定用の供試体を配置した。凍結融解試験の開始材齢は、標準養生後の 14 日とした。

図 6-2 に示した容器は、凍結融解試験機内には 12 個設置されており、図 6-3 は、そのうちの 1 個の容器内の凍結融解作用にともなう供試体の温度変化を示したものである。凍結融解試験は、通常、1 サイクルに 3～4 時間を要するが、この装置を用いると、1 サイクルは 9 時間程度となっている。槽内の温度は、2 時間で最低温度に達しているが、供試体の温度は不凍液を介在しているため、極め

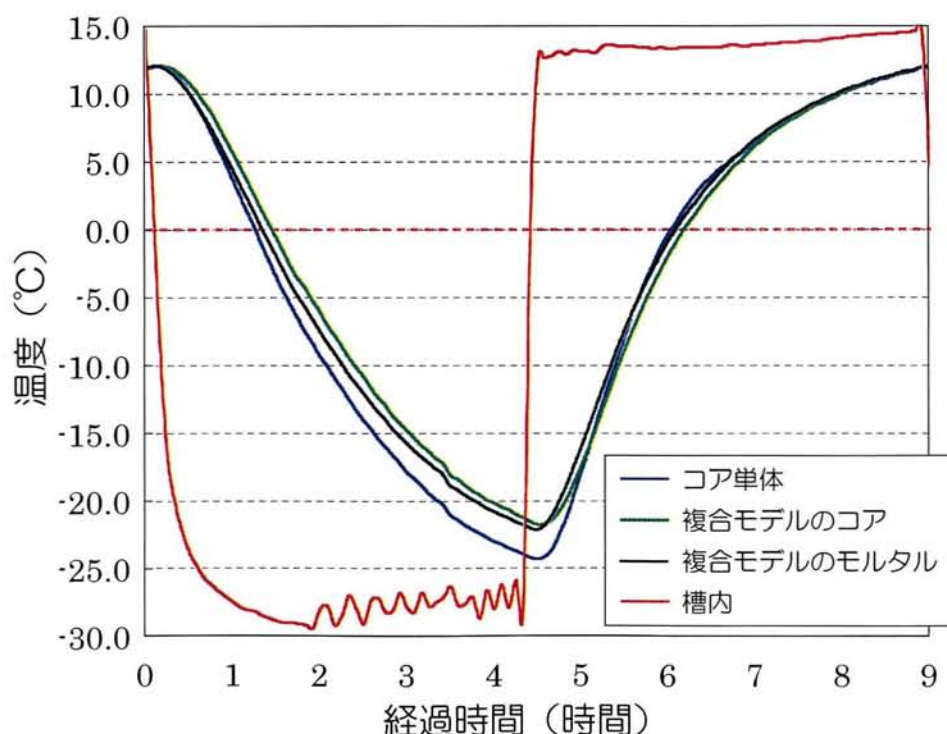


図 6-3 凍結融解作用にともなう供試体の温度変化

て緩慢に低下しており、4.5 時間程度で最低温度に到達している。その後、槽内には融解水が充満するため、極めて短時間に 10℃以上の温度に至る。しかし、ここでも、不凍液の働きにより、供試体の温度の上昇は緩やかに推移しており、少なくとも温度変化を緩やかにし、ひずみの変化を追随しやすいようにしたいという意図に沿う雰囲気となっている。

凍結工程の前半は比較的緩やかな温度低下となっているのに対し、融解工程では前半の温度上昇が著しく、水中融解方法を採用する限りやむをえない現象であるといえる。供試体別では、形状の小さいコアが冷えやすくなっているが、いずれもその差はわずかであり、凍結工程および融解工程を通じ、供試体の温度に差はほとんど生じていないと判断できる。さらに、凍結融解試験機内に 12 個設置されているいずれの容器でも、その温度変化は、図 6-3 で示した温度変化と同様であることを確認している。

### 6.3 実験結果および考察

#### 6.3.1 複合モデルの概念

図 6-4 は、コア単体の凍結工程における挙動を示したもので、水を含む場合と含まない場合とで比較している。吸水率の大きい低品質骨材でも、水を含まないと、凍結作用に伴い①から②まで収縮する。これは、温度の低下に伴い、温度を変化させる熱、すなわち顕熱がコアから放出され、コアを構成する分子の振動が低下するためであると考えられている<sup>1)</sup>。

ところが、吸水率に相当する水が含まれると、水が氷に変化する際、体積は 9% 増えるので、この膨張圧に伴う体積変化として変形量が大きくなり、コアは③まで膨張する。なお、本来であれば、コアに含まれる水は、組織の中で分散しているはずであるが、ここでは解析の便宜上、分散している水を一塊の集合体として捕らえている。コアの中の水がすべて凍結を終えると、それ以上の膨張は生じなくなる。ここで生じる変形量の最大値を、②と③の差で表される  $\Delta L_1$  とする。

水の体積が増えるのは、液体ではイオン性を帯びた共有結合で構成されているのに対し、氷になると、分子はさらに静電氣的引力の強い水素結合によって三次元的に結びつき、隙間の多い結晶格子をつくるからであるといわれている<sup>2)</sup>。

図 6-5 は、複合モデルにおいて、凍結工程におけるコアの挙動を示したもので、コア単体の場合と比較している。コアは、温度の低下に伴い水が凍結し始めると、この際に圧力が生じ、変形量としてあらわれる。コアが単体の状態であれば、最大変形量は  $\Delta L_1$  となるが、複合モデルの場合は周囲をモルタルで囲まれているので、最大変形量は④まで抑制される。この抑制の程度は、モルタルの水セメント比や空気量など、その品質によって異なる。④で抑制されたときの変形量を  $\Delta L_2$

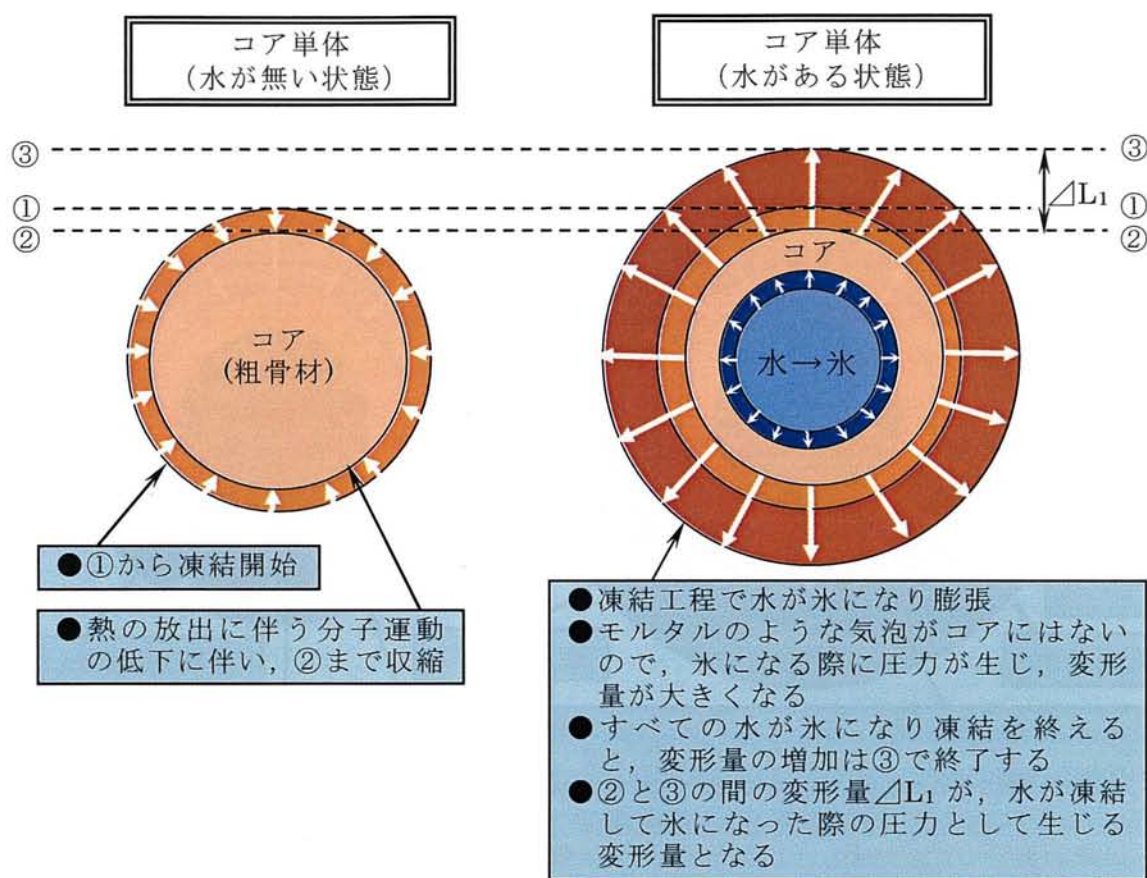


図 6-4 凍結工程におけるコア単体の挙動

とすると、コアの外面には、 $\Delta L_1 - \Delta L_2$ に相当する圧力が圧縮力として作用し、力の釣り合いからこの反作用として、モルタルの内面には、同等の圧力が圧縮力として作用する。なお、コアの内面には、氷からの圧力が、圧縮力として作用している。

図 6-6 は、凍結工程における複合モデルのモルタルの挙動を示したもので、モルタル単体の場合と比較している。モルタル単体は、それ自体では、温度の低下に伴い、顕熱を放出し、②まで収縮する。このときの変形量を、 $\Delta L_3$ とする。後述の実験結果によれば、モルタルの線膨張係数はコアに比較して大きい。したがって、温度の低下により、モルタルはコアに比べて大きく収縮しようとするが、その収縮が線膨張係数の小さいコアによって③まで抑制される。ただし、コアの凍結膨張の程度が大きければ、その影響を受けて、④まで膨張するモルタルの存在も考えられる。ここでは、複合モデルのコアが最大膨張を示した温度における変形量（①と③との間）、あるいはコアの凍結膨張によりその影響を受けて膨張を示している変形量（①と④との間）のいずれかを $\Delta L_4$ とする。



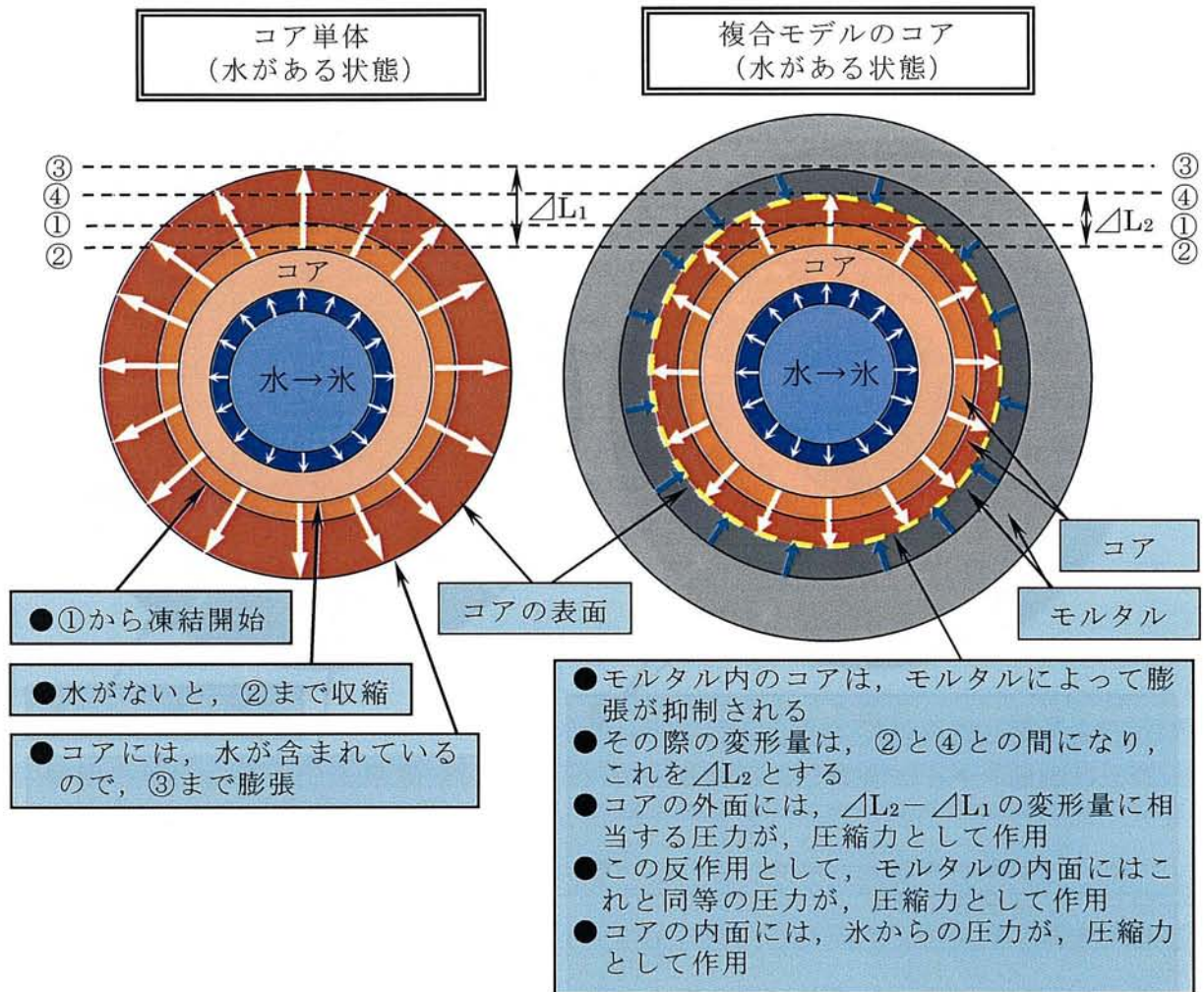


図 6-5 凍結工程における複合モデルのコアの挙動



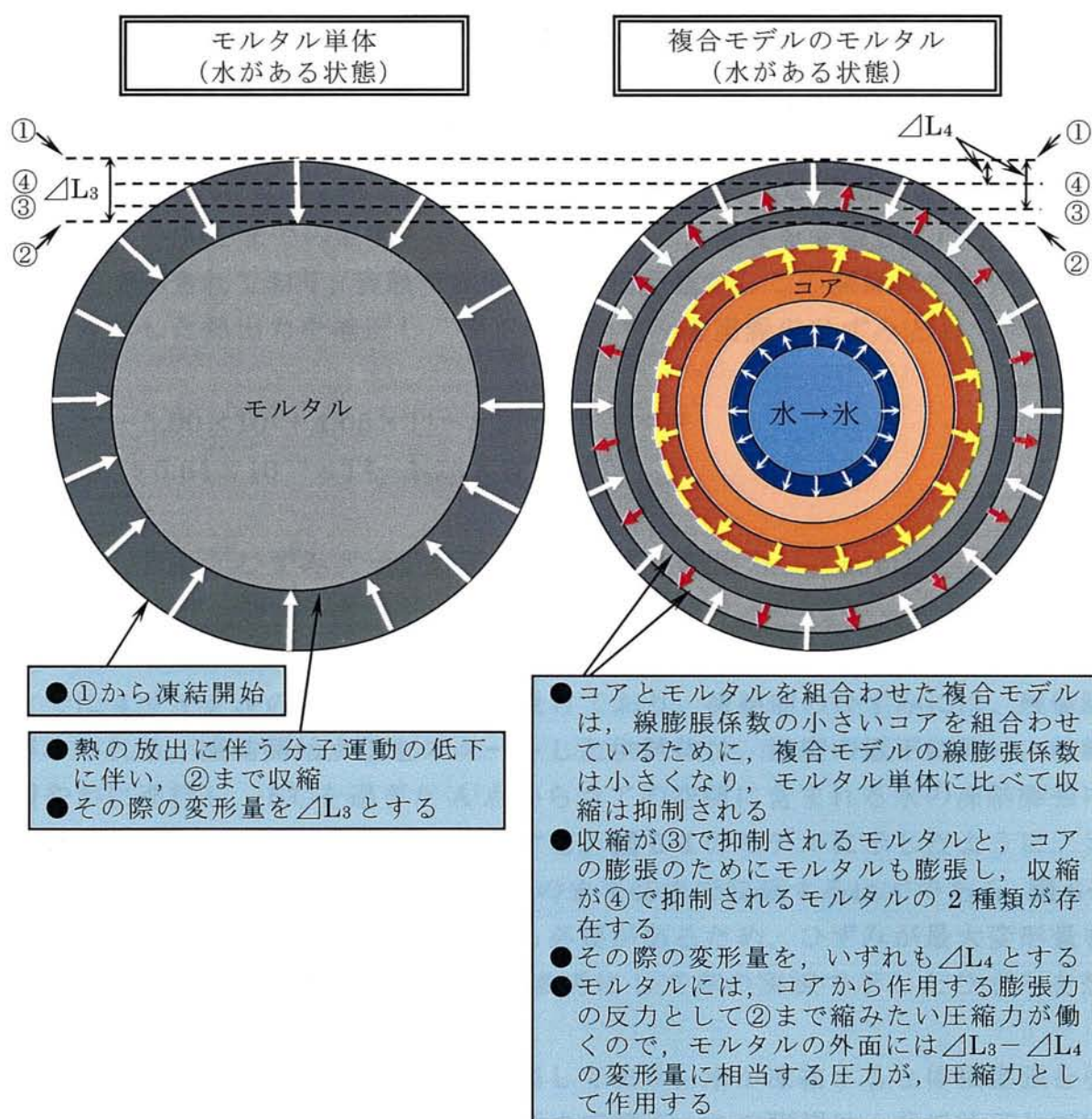


図 6-6 凍結工程における複合モデルのモルタルの挙動

### 6.3.2 複合モデルのひずみ

一例として、5 サイクル目のコア単体の温度とひずみの関係を、**図 6-7** に示す。なお、第 4 章でも示したように、凍結工程では、外力によるひずみがなくても熱出力が生じる。温度変化とともに外力を受けるような場合には、温度と熱出力(ひずみ)との関係式により、測定値の指示値からこの熱出力を補正する必要がある。 $+60^{\circ}\text{C}$  から  $-60^{\circ}\text{C}$  までの温度と熱出力の関係式は、温度を変数とした (6-1) の 4 次式で示されており、実験では測定器の指示値からこの関係式を用いて温度変化に対応した熱出力を補正し、補正後のひずみを実際のひずみとして扱った。

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\text{app}} = & -5.00 \times 10^1 + 4.05 \times T^1 - 8.98 \times 10^{-2} \times T^2 \\ & + 5.61 \times 10^{-4} \times T^3 - 1.76 \times 10^{-6} \times T^4\end{aligned}\quad (6-1)$$

ここに、 $\varepsilon_{\text{app}}$  : ひずみゲージの温度変化による熱出力 ( $\mu\text{m/m}$ )

$T$  : ひずみゲージの温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

すでに 4 サイクルの凍結融解作用を受けており、凍結前のひずみには、残留膨張がみられる。凍結開始点①をスタートした供試体は、温度の低下に伴い、収縮が緩やかに進行し、 $-5^{\circ}\text{C}$  を過ぎた A 点からコアの空隙に含まれる水の凍結膨張により、圧力が徐々に大きくなって膨張する。**図 6-4** のモデルに示したように、コアの空隙に水が含まれていなければ、そのまま②まで収縮するはずである。**図 6-7** においても、②に相当するひずみを知る必要があるため、ひずみが最大変形量を示した③以降の温度とひずみの関係を参考にして赤の実線で示したひずみを想定し、これを求めた。

実際の供試体は、空隙の中に水が充満しており、水が凍結すると体積膨張を引き起こし、ひずみの増加は、 $-18^{\circ}\text{C}$  程度まで続く。この膨張は、③で終了しているので、コアの空隙に含まれる水は、 $-18^{\circ}\text{C}$  程度で、そのすべてが凍結を終えているといつてよい。したがって、この供試体の空隙に含まれる水の凍結による膨張の程度は、②と③のひずみの差  $697 \times 10^{-6}$  に相当する。

③以降の収縮の勾配は、凍結を始めた直後の収縮の勾配とほぼ等しい。所定の最低温度に到達した供試体は、融解工程に移行し、凍結工程の履歴を引き返すはずであるが、実際にはそうはなっていない。**図 6-3** の供試体の温度変化で示したように、凍結工程終了間際の温度勾配に比べて融解工程開始直後の温度勾配の方が大きく、温度変化に対してひずみの変化が追従していけないのが、その原因であると考えられる。氷は融解熱を吸収しながら、徐々に融解し、これに伴い、供試体の体積は元の大きさに戻ろうとする。ただし、融解を終える時点のひずみは、

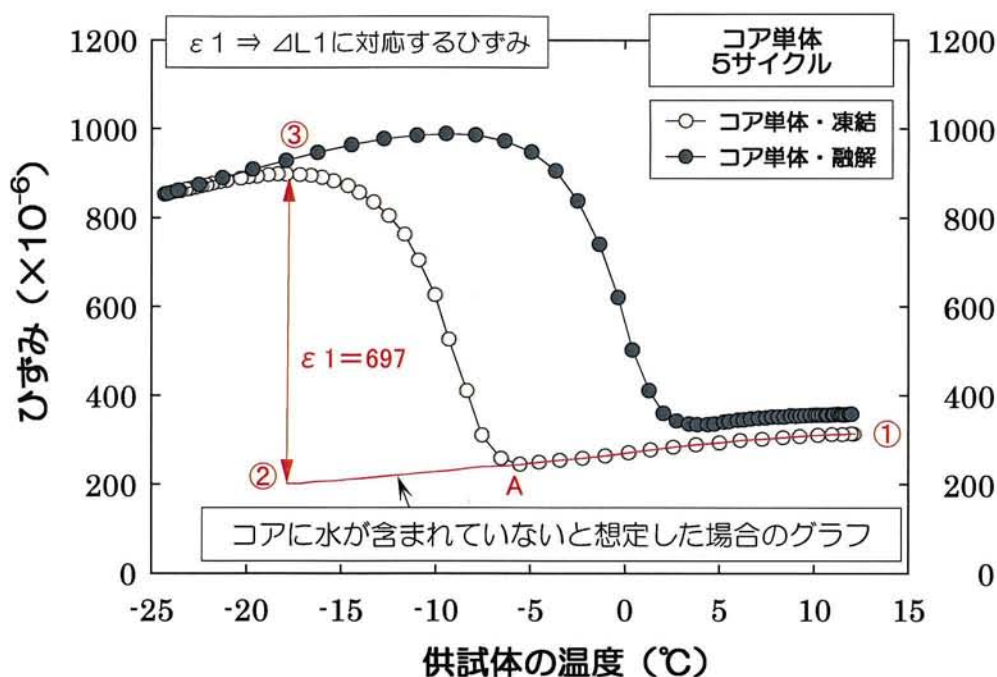


図 6-7 温度とひずみの関係 (コア単体)

同サイクルを始めた時点のひずみよりも大きく、これがサイクルの進行に伴い徐々に蓄積されて、残留ひずみが形成される。

氷が融解すると、水分子間の水素結合はあちこちで切れ、水分子はより自由に運動できるようになる。しかしながら、すべての水素結合が融点で一度に切れるのではなく、そのかなりの部分は融解の後も残存しており、液体の水の中でも多数の水分子が水素結合によって結びつき合い、氷に似た構造をつくっている集団（クラスター）が至る所にできているといわれている。氷が融解するときには体積が減少するのは、水素結合が切れて自由になった水分子が、まだ氷の構造を多分に残しているクラスターの中にある大きな空孔の中に熱運動によって入り込むためであると考えられている<sup>2)</sup>。

同様に、図 6-8 に、複合モデル 30-6 のコアにおける温度とひずみの関係を示す。コア単体の場合と同様に、 $-5^{\circ}\text{C}$  を過ぎた A を変曲点として、凍結による膨張ひずみが表れている。ひずみの増大による圧力の上昇は、 $-10^{\circ}\text{C}$  程度の③で最大となる。コアの空隙に水が含まれていなければ、図 6-5 に示したモデルのように、②まで収縮するはずである。ここでも、図 6-7 に倣い、仮想の収縮曲線を赤の実線で示した。最大膨張ひずみは  $83 \times 10^{-6}$  で、コア単体に比べて小さく、明らかにそのひずみがモルタルによって抑制されていることが示されている。

図 6-9 に、複合モデル 30-6 のモルタルの挙動を示す。図 6-6 に示したように、複合モデルのモルタルについては、モルタル単体のひずみと比較し、圧縮力の程



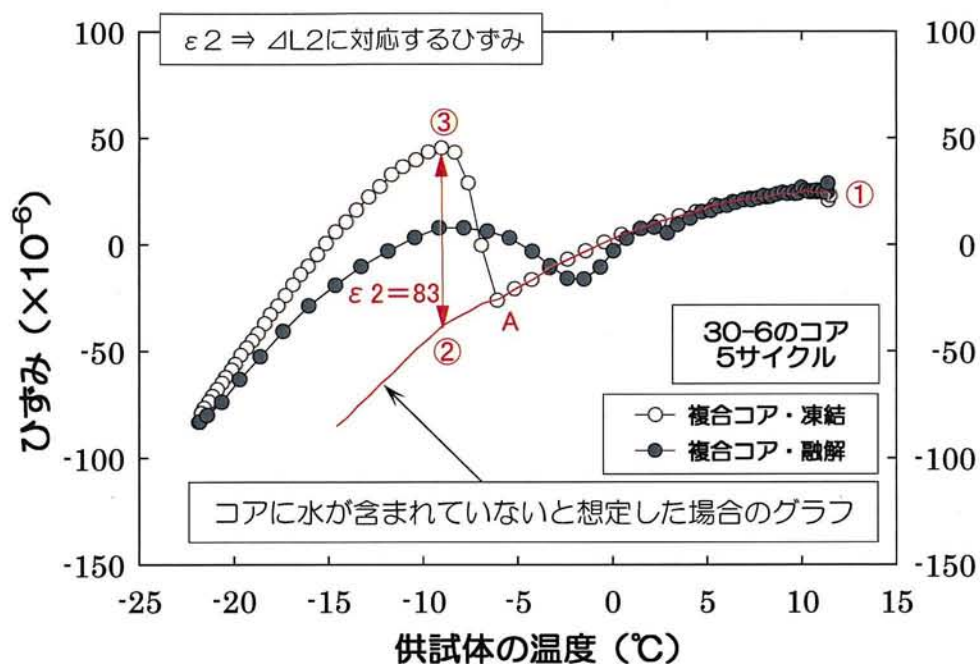


図 6-8 複合モデル 30-6 のコアの温度とひずみの関係

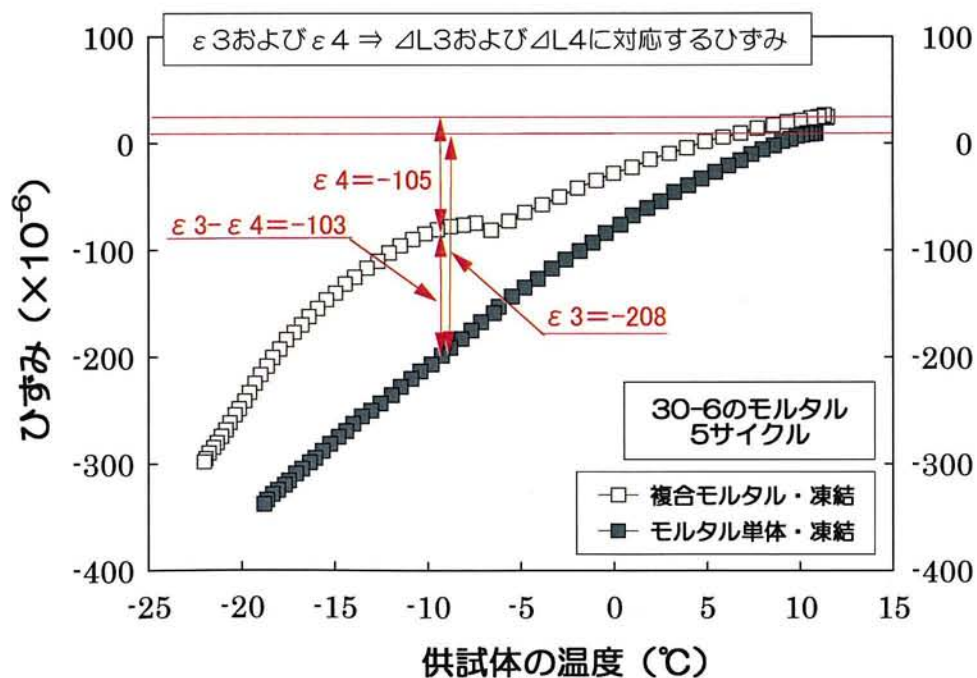


図 6-9 複合モデル 30-6 のモルタルの温度とひずみの関係

度を把握する必要があることから、モルタル単体の挙動も併せて示した。複合モデルのモルタルは、 $-5^{\circ}\text{C}$ を過ぎたあたりから膨張を示していることから、このモルタルは、**図 6-6**に示した「コアの膨張のためにモルタルも膨張し、収縮が④で抑制されるモルタル」に該当する。両者のひずみの差 $-103 \times 10^{-6}$ が、モルタルの外面に作用する圧縮力を算出する際に用いられるひずみとなる。

同様に、5 サイクルにおける他の複合モデルおよび 25 サイクルにおける 3 つの複合モデルに生じるひずみを求めた。その結果を**表 6-2**に示す。

表 6-2 コア単体および複合モデルのコアとモルタルに生じたひずみ

サイクル		ひずみ ( $\times 10^{-6}$ )			
		コア単体	30-6	40-6	50-6
5	$\varepsilon_1$	697			
	$\varepsilon_2$		83	130	220
	$\varepsilon_3$		-208	-305	-343
	$\varepsilon_4$		-105	-161	-90
25	$\varepsilon_1$	881			
	$\varepsilon_2$		85	176	279
	$\varepsilon_3$		-196	-310	-378
	$\varepsilon_4$		-102	-168	-27

## 6.4 厚肉円筒モデルによる解析

### 6.4.1 厚肉円筒モデルの概念

**図 6-10** は、内外圧を受ける厚肉円筒モデルである。このモデルに内圧、および外圧が作用すると、半径方向の応力と接線方向の応力は、下記のようなになる<sup>4)</sup>。

円筒の内半径、および外半径をそれぞれ $r_1$ および $r_2$ とし、内圧、および外圧を $P_1$ および $P_2$ とする。半径 $r$ の位置に $dr$ の厚さの微小環（軸方向長さ $b$ ）をとり、半径方向の応力 $\sigma_r$ と接線方向の応力 $\sigma_t$ の間の力のつり合いを考えると、式（6-2）のように表される。

$$(\sigma_r + d\sigma_r) \times 2(r + dr) b - \sigma_r \times 2rb = 2\sigma_t dr b \quad (6-2)$$

ここで、 $b$ は円筒の長さである。二次以上の微小量が無視すれば、式（6-2）は式（6-3）のように表される。

$$\sigma_t = \sigma_r + r \frac{d\sigma_r}{dr} \quad (6-3)$$

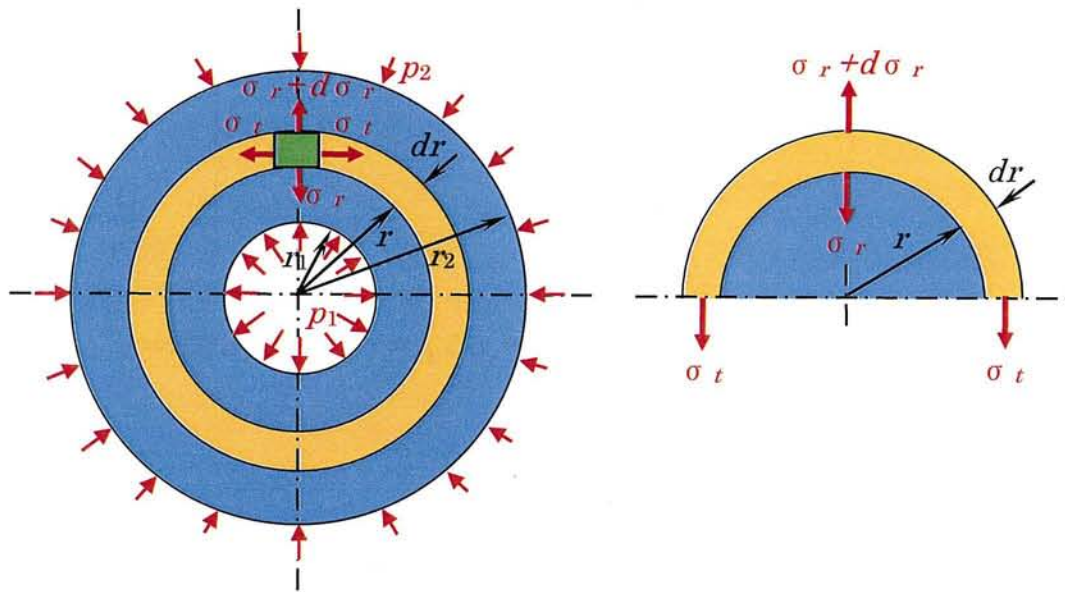


図 6-10 内外圧を受ける厚肉円筒モデル

円筒の横断面は、圧力を受けた後も平面であると仮定し、断面中の任意の点における応力  $\sigma_t$  および  $\sigma_r$  は主応力となり、主応力の一次不変量の関係から、円筒長手方向では、式 (6-4) が得られる。

$$\sigma_t + \sigma_r = \text{一定} \equiv 2\xi \quad (6-4)$$

式 (6-3) の  $\sigma_t$  を式 (6-4) に代入すると、式 (6-5) が得られる。

$$2\xi = 2\sigma_r + r \frac{d\sigma_r}{dr} \quad (6-5)$$

したがって、

$$\frac{d(\sigma_r r^2)}{dr} = 2r\sigma_r + r^2 \frac{d\sigma_r}{dr} = (2\sigma_r + r \frac{d\sigma_r}{dr}) r = 2\xi r \quad (6-6)$$

よって、

$$d(\sigma_r r^2) = 2\xi r dr \quad (6-7)$$



積分定数を  $C$  とすると、上式は次のように積分できる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \xi + \frac{C}{r^2} \\ \sigma_t &= \xi - \frac{C}{r^2} \end{aligned} \right\} \quad (6-8)$$

一般に、 $r=r_1$ で $\sigma_r=-P_1$ 、 $r=r_2$ で $\sigma_r=-P_2$ であるから、これより $\xi$ および $C$ が定まる。

$$\xi = \frac{P_1 r_1^2 - P_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \quad (6-9)$$

$$C = \frac{r_1^2 r_2^2 (P_2 - P_1)}{r_2^2 - r_1^2} \quad (6-10)$$

したがって、半径方向の応力 $\sigma_r$ と接線方向の応力 $\sigma_t$ は、式(6-11)および式(6-12)で求められる。

$$\sigma_r = \frac{P_1 r_1^2 - P_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (P_1 - P_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} \quad (6-11)$$

$$\sigma_t = \frac{P_1 r_1^2 - P_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (P_1 - P_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} \quad (6-12)$$

図 6-11 は、一連の検討を踏まえ、凍結工程における複合モデルのモルタルとコアに作用する内圧と外圧を模式的に示したものである。ここでは、 $P_1$ および $P_2$ をモルタルに作用する内圧および外圧、 $P_3$ および $P_4$ をコアに作用する内圧および外圧とする。

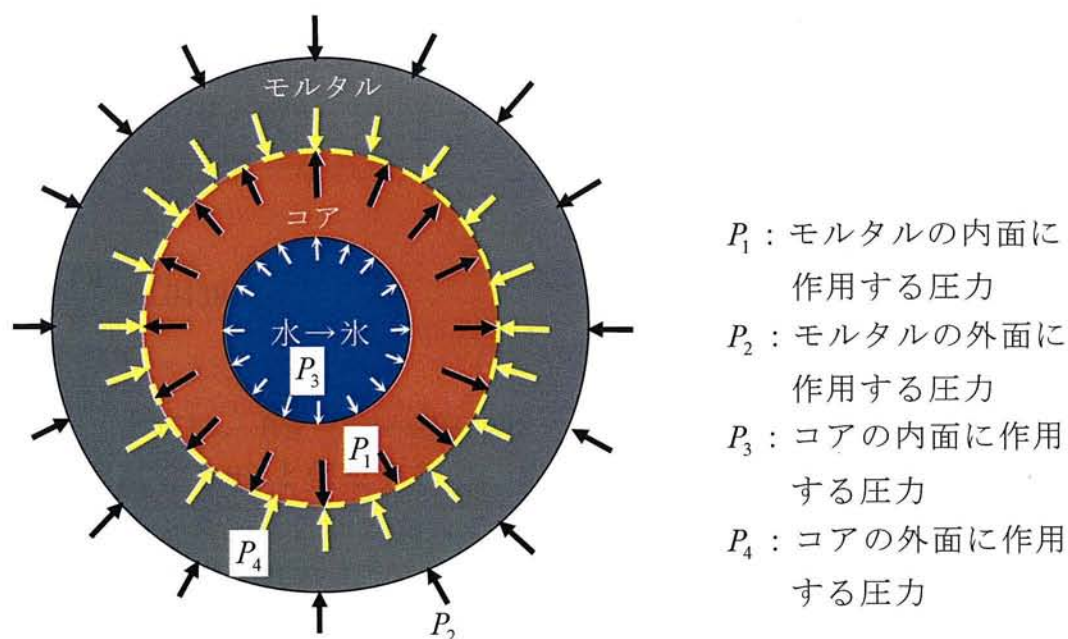


図 6-11 凍結工程における複合モデルのモルタルとコアに作用する内圧と外圧

#### 6.4.2 複合モデルに作用する圧力と解析結果の一例

表 6-3 に、それぞれの供試体の圧縮強度、割裂引張強度、ヤング係数およびポアソン比を示す。モルタルについては、試験開始材齢である材齢 14 日における値である。ヤング係数およびポアソン比は、JIS A 1149「コンクリートの静弾性係数試験」によって求めた。なお、モルタルについてのこれらの値は、サイクルの進展に伴い、変化すると思われるが、ここではこの変化を無視する。

表 6-3 それぞれの供試体のヤング係数およびポアソン比

供試体の種類		圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	割裂引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 ( $\times 10^4$ N/mm <sup>2</sup> )	ポアソン比
コア単体		52.3	4.5	1.60	0.25
モルタル	30-6	59.7	4.7	2.64	0.25
	40-6	54.7	3.7	2.46	0.21
	50-6	33.0	3.2	2.34	0.30

複合モデルのモルタルとコアに作用する応力を求めるために、これらに作用する内圧および外圧を求める。その前提として、凍結工程におけるコア単体の内面に作用する圧力  $P_3$  を求める。コア単体の吸水率は、4.39%である。ここで、 $W_w$  をコアに含まれる水の質量、 $W_s$  をコアの質量とすると、水の質量とその容積  $V_w$  は密度を 1 とすると同一なので、コアの吸水率は、式 (6-13) で表される。

$$\frac{W_w}{W_s} = \frac{V_w}{W_s} = 0.0439 \quad (6-13)$$

よって、上式は、 $W_w = V_w = 0.0439W_s$  となる。コアの空隙を含まない容積を  $V_s$ 、コアの真密度を 2.90 と仮定すると、 $W_s = \rho_s \cdot V_s = 2.90V_s$  となる。

コアの体積を  $V$ 、コアに含まれる空隙の体積を  $V_v$  とすると、コアの空隙率は、式 (6-14) で表される。

$$\text{コアの空隙率} = \frac{V_v}{V} \times 100 \quad (6-14)$$

$V_v = W_w$ 、 $V = V_s + W_w$  を式 (6-14) 代入すると、吸水率 4.39% のコアの空隙率は、下記のようになる。

$$\frac{V_v}{V} \times 100 = \frac{W_w}{V_s + W_w} \times 100 = \frac{0.0439W_s}{\frac{W_s}{2.90} + 0.0439W_s} \times 100 = 11.3\%$$

図 6-12 に示すように、コアに含まれる空隙が中心部に集合しているモデルを想定する。コアに含まれる空隙の内径を  $r_1$ 、コアの内径を  $r_2$  とすると、コアの空隙率は 11.3% であるので、式 (6-15) が成立する。

$$\frac{\frac{4\pi r_1^3}{3}}{\frac{4\pi r_2^3}{3}} = \left( \frac{r_1}{r_2} \right)^3 = 0.113 \quad (6-15)$$

上式に、 $r_2 = 15\text{mm}$  を代入すると、 $r_1 = 0.483r_2 = 7.2\text{mm}$  となる。



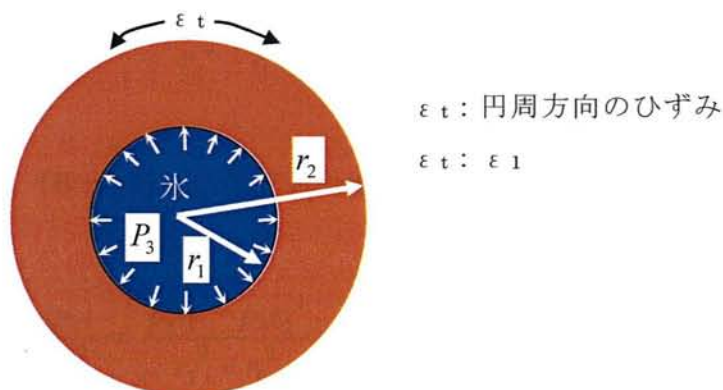


図 6-12 コア単体のモデル

それぞれの供試体のひずみは、円周方向で測定しており、そのひずみと供試体に生じる応力は、厚肉円筒モデルによって、式（6-16）で求められる。

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E}(\sigma_t - \nu \sigma_r) \quad (6-16)$$

ここに、 $\varepsilon_t$  : 円周方向のひずみ ( $\times 10^{-6}$ )

$\sigma_t$  : 供試体に生じる接線方向の応力 ( $\text{N/mm}^2$ )

$\sigma_r$  : 供試体に生じる半径方向の応力 ( $\text{N/mm}^2$ )

$E$  : ヤング係数 ( $\times 10^4 \text{N/mm}^2$ )

$\nu$  : ポアソン比

コア単体の場合、式（6-11）および（6-12）は、 $P_1$ および $P_2$ を $P_3$ および $P_4$ と入れ替えて、式（6-17）および式（6-18）のようになる。

$$\sigma_r = \frac{P_3 r_1^2 - P_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (P_3 - P_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} \quad (6-17)$$

$$\sigma_t = \frac{P_3 r_1^2 - P_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (P_3 - P_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} \quad (6-18)$$

$r=r_2$  のとき、式（6-17）より、 $P_4=0$  なので、

$$\sigma_r = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 (p_3 - p_4)}{r_2^2 - r_1^2} = 0$$

同様に、 $r=r_2$ のとき、式(6-17)より、 $p_4=0$ なので、

$$\sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 (p_3 - p_4)}{r_2^2 - r_1^2} = \frac{2p_3 r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}$$

これを、式(6-16)に代入すると、式(6-19)のようになる。

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E}(\sigma_t - \nu \sigma_r) = \frac{1}{E}(\sigma_t) = \frac{1}{E} \left( \frac{2p_3 r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \right) \quad (6-19)$$

ここで、 $\varepsilon_t = \varepsilon_1$ なので、 $p_3$ は式(6-20)のように表される。

$$p_3 = \frac{E \varepsilon_t (r_2^2 - r_1^2)}{2r_1^2} = \frac{E \varepsilon_1 (r_2^2 - r_1^2)}{2r_1^2} \quad (6-20)$$

図6-7で求めたように、5サイクル目におけるコアの凍結に伴う円周方向の最大膨張ひずみは $697 \times 10^{-6}$ である。この膨張ひずみをもたらす圧力を式(6-20)によって求めると、次のようになる。

$$p_3 = \frac{E \varepsilon_t (r_2^2 - r_1^2)}{2r_1^2} = \frac{1.60 \times 10^4 \times 697 \times 10^{-6} \times (15^2 - 7.2^2)}{2 \times 7.2^2} = 18.6 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

この $p_3$ を式(6-17)および(6-18)に代入すると、応力は次のようになる。

$$\begin{aligned} r=r_1 \text{ のとき } \sigma_r &= \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = \frac{p_3 (r_1^2 - r_2^2)}{r_2^2 - r_1^2} \\ &= \frac{18.6 \times (7.2^2 - 15^2)}{15^2 - 7.2^2} = -18.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} \end{aligned}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_r = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = 0 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_1 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = \frac{18.6 \times (7.2^2 + 15^2)}{15^2 - 7.2^2} = 29.7 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = \frac{18.6 \times 7.2^2 \times 2}{15^2 - 7.2^2} = 11.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

5 サイクルにおけるコア単体の応力分布図を、**図 6-13** に模式的に示す。半径方向では圧縮応力が生じているが、接線方向では  $r_1=7.2\text{mm}$ ,  $r_2=15\text{mm}$  のいずれでも、引張強度を上回る引張応力が生じており、その引張応力は  $r_1=7.2\text{mm}$  で最も大きくなっている。この計算結果によれば、コアは内部に存在する水の凍結によって、引張破壊することになる。コア供試体は、コーティングされており、目視によって状態を確認できなかったが、もし破壊しているとすれば、ひずみゲージも破損し、ひずみの測定は不可能となるはずである。しかし、ひずみは測定できており、コアが引張破壊しているとは考えにくい。

厚肉円筒モデルを用いて解析するため、コア単体のモデルでは、コアの中の水を中心部に集めた一塊としており、水が分散して存在している実際のコアとは、状況が大きくかけ離れている。水が分散していれば、局所的な破壊は生じるとしても、全体的な破壊までには容易に至らない可能性が強い。ここでは、凍結時において複合モデルのコアおよびモルタルに発生する応力を求めようとしている。コア単体では、凍結時に  $697 \times 10^{-6}$  もの膨張ひずみが生じるのは、紛れもない事

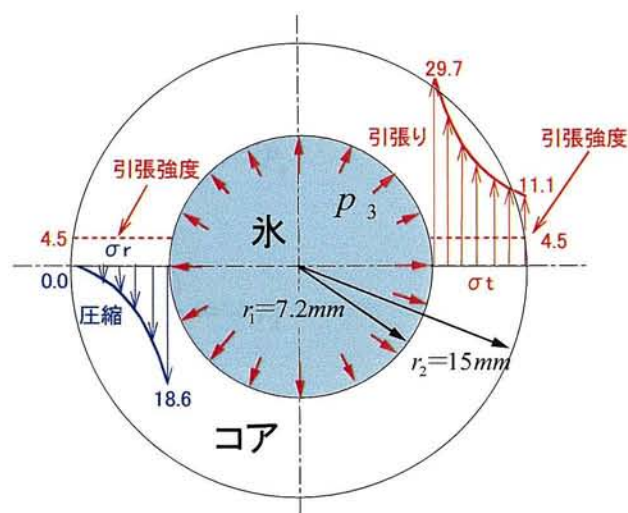


図 6-13 コア単体の応力分布図（5 サイクル）



実であり、これをもたらす大きな内圧が働いていると受け止めざるを得ない。ここでは、解析上、上で求めた内圧が作用すると考えることにした。

次に、複合モデル 30-6 を対象として、コアに作用する外圧を求める。コア単体では、凍結時に最大で、 $697 \times 10^{-6}$  の膨張ひずみが生じる。コアはモルタルに包まれても、これだけ膨張しようとするものと仮定する。ところが、図 6-8 のように、モルタル中では、コアの膨張ひずみは  $83 \times 10^{-6}$  に過ぎない。この差の分だけ、コアはモルタルによって膨張を拘束されていることになる。換言すれば、図 6-14 に示すように、コアはモルタルによって外圧  $P_4$  を受けていることになる。なお、

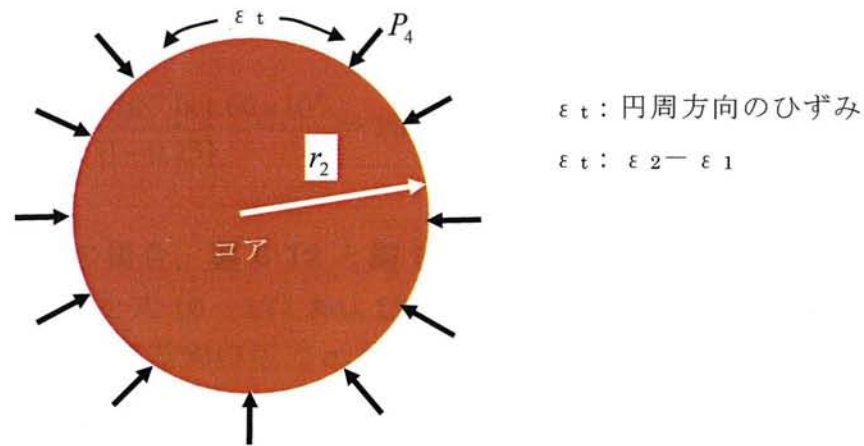


図 6-14 モルタルによって外圧を受けるコア

コア単体とモルタル中でのコアでは、最大の膨張を示す温度が異なるが、ここではこれを無視する。

式 (6-17) および式 (6-18) に、 $r_1=0$ ,  $P_3=0$  を代入すると、

$$\sigma_r = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -P_4$$

$$\sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -P_4$$

式 (6-16) に、 $\sigma_r$  および  $\sigma_t$  を代入すると、




$$\varepsilon_t = \frac{1}{E}(\sigma_t - \nu \sigma_r) = \frac{1}{E}(-P_4 - \nu(-P_4)) = \frac{-P_4}{E}(1 - \nu)$$

ここで、 $\varepsilon_t = \varepsilon_2 - \varepsilon_1$ なので、 $P_4$ は式(6-21)のようになる。

$$P_4 = \frac{-\varepsilon_t E}{1 - \nu} = \frac{-(\varepsilon_2 - \varepsilon_1)E}{1 - \nu} \quad (6-21)$$

30-6の場合、 $\varepsilon_t = (\varepsilon_2 - \varepsilon_1) = (83 - 697) = -614 (\times 10^{-6})$ となり、これを式(6-21)に代入すると、

$$P_4 = \frac{-\varepsilon_t E}{(1 - \nu)} = \frac{-(-614 \times 10^{-6}) \times 1.60 \times 10^4}{(1 - 0.25)} = 13.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

複合モデルのコアの場合、とを併せたに示すようなモデルとなり、必要な値を式(6-17)および式(6-18)に代入することによって、半径方向の応力 $\sigma_r$ と接線方向の応力 $\sigma_t$ が、次のように求められる。

$$r=r_1 \text{ のとき } \sigma_r = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -18.6 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_r = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -13.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_1 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -4.3 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_3 r_1^2 - p_4 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_3 - p_4)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -9.8 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

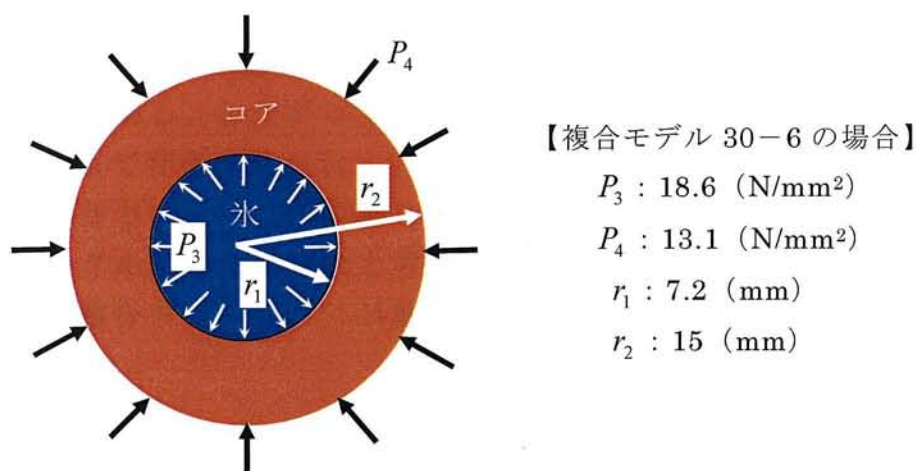


図 6-15 複合モデルのコアに作用する  
内圧および外圧

図 6-16 は、複合モデル 30-6 のコアの応力分布を、模式的に示したものである。コアは、内部の空隙に存在する水が凍ることによって内圧を受け、周囲のモルタルの拘束によって外圧を受ける。そのような状態で、本条件の場合、コアの内部に発生する応力は、半径方向および接線方向とも圧縮であり、引張りは生じない。発生する圧縮応力は、コアの圧縮強度に比べてきわめて小さく、コアが破壊することはない。前述のように、コア単体では、計算上破壊をもたらすような引張応力が発生するが、モルタル中では膨張を拘束する外圧が作用し、破壊を免れることになる。

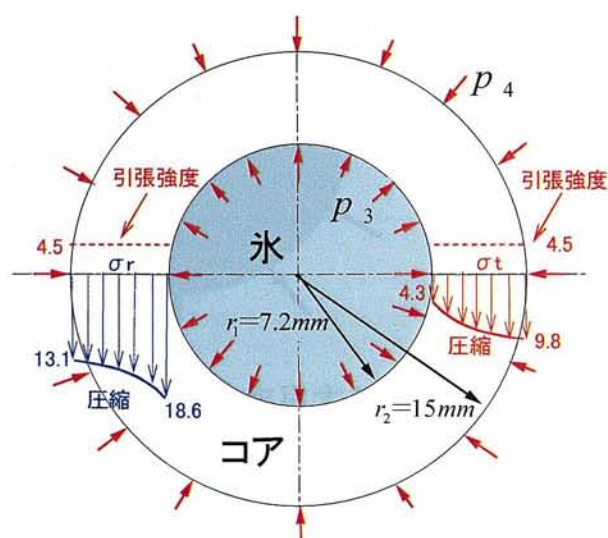


図 6-16 複合モデル 30-6 のコアの応力分布図 (5 サイクル)

続いて、複合モデル 30-6 のモルタルに作用する内圧，および外圧について検討する。図 6-9 のように，モルタル単体に比べ，複合体のモルタルの凍結に伴う収縮は小さい。内部に線膨張係数が小さく，しかも凍結によって膨張するコアが存在するためである。したがって，モルタルにとっては，収縮を拘束され，その分，コアによって膨張させられていることになる。膨張させられているモルタルは，収縮しようとする。この収縮しようとする力を，図 6-17 に示すように複合モデルのモルタルに働く外圧  $P_2$  と考える。

外圧  $P_2$  は，複合モデルのコアが受ける外圧を求めたときと同様に，式 (6-22) で示される。

$$P_2 = \frac{-\varepsilon_t E}{1-\nu} = \frac{-(\varepsilon_3 - \varepsilon_4) E}{1-\nu} \quad (6-22)$$

30-6 の場合， $\varepsilon_t = (\varepsilon_3 - \varepsilon_4) = (-208 - (-105)) = -103 \text{ } (\times 10^{-6})$  となり，これを式 (6-22) に代入すると，

$$P_2 = \frac{-\varepsilon_t E}{(1-\nu)} = \frac{-(-103 \times 10^{-6}) \times 2.64 \times 10^4}{(1-0.25)} = 3.6 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

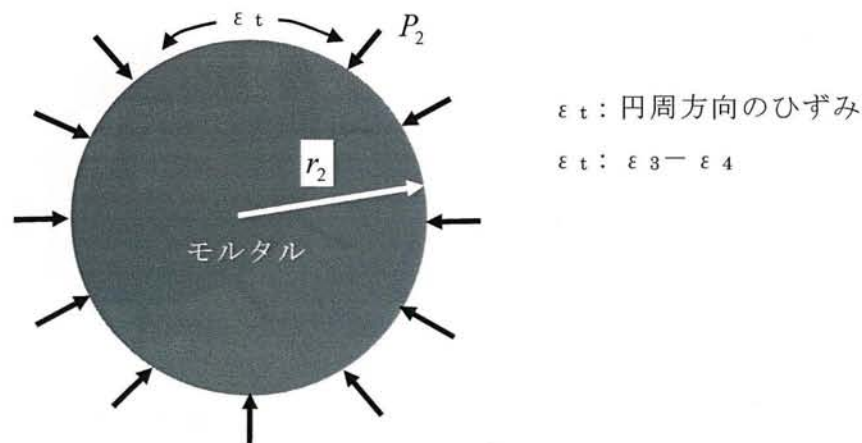


図 6-17 モルタルに作用する外圧



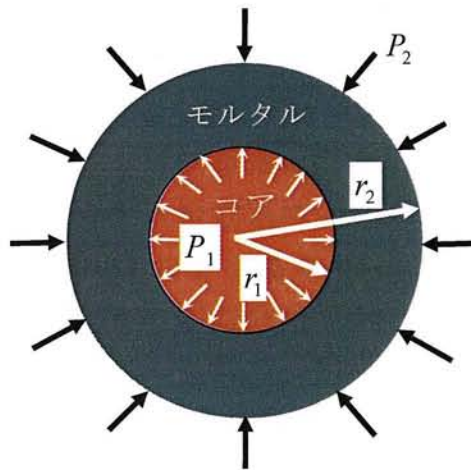
複合モデルのモルタルの場合，内圧  $P_1$  は，力の釣り合いからコアの外圧  $P_2$  と同一であり，そのモデルは図 6-18 のように示される。必要な値を式 (6-17) および式 (6-18) に代入することによって，半径方向の応力  $\sigma_r$  と接線方向の応力  $\sigma_t$  は，次のように求められる。

$$r=r_1 \text{ のとき } \sigma_r = \frac{p_1 r_1^2 - p_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_1 - p_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -13.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_r = \frac{p_1 r_1^2 - p_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} - \frac{r_1^2 r_2^2 (p_1 - p_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = -3.6 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_1 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_1 r_1^2 - p_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_1 - p_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = 16.6 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$r=r_2 \text{ のとき } \sigma_t = \frac{p_1 r_1^2 - p_2 r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{r_1^2 r_2^2 (p_1 - p_2)}{(r_2^2 - r_1^2) r^2} = 7.1 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$



【複合モデル 30-6 の場合】

$P_1$  : 13.1 (N/mm<sup>2</sup>)

$P_2$  : 3.6 (N/mm<sup>2</sup>)

$r_1$  : 15 (mm)

$r_2$  : 25 (mm)

図 6-18 複合モデルのモルタルに作用する  
内圧および外圧

図 6-19 は、複合モデル 30-6 のモルタルの応力分布図を、模式的に示したものである。半径方向では、いずれの断面でも圧縮応力が生じているが、接線方向では、いずれの断面でも引張強度を上回る引張応力が生じており、モルタルはコアの膨張により、5 サイクルの時点で引張破壊しているとの計算結果となる。

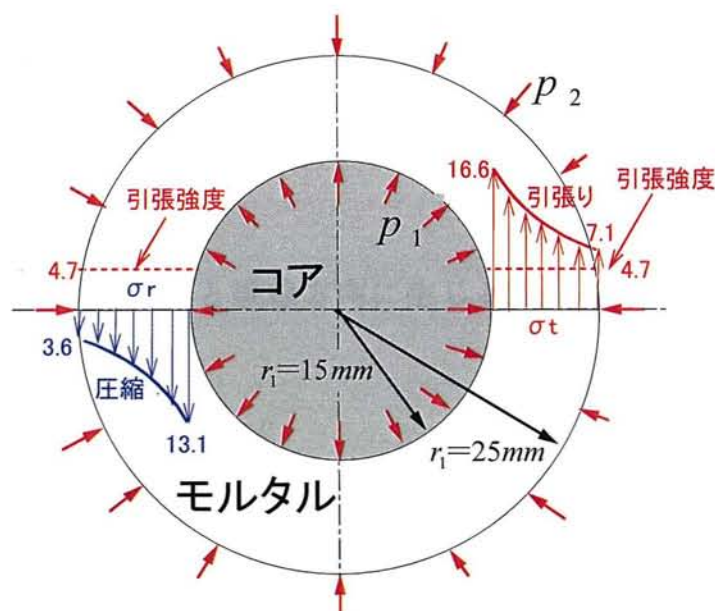


図 6-19 複合モデル 30-6 のモルタルの応力分布図（5 サイクル）

#### 6.4.3 厚肉円筒モデルによる解析結果

これまでに、複合モデル 30-6 の 5 サイクル目を一例にとり、コアとモルタルに作用する内圧と外圧を求め、厚肉円筒モデルによる解析手法を用いて、半径方向および接線方向に生じる応力を求めた。これをまとめて示せば、図 6-20 のようになる。図 6-21 および図 6-22 は、同じく 5 サイクル目における複合モデル 40-6 および 50-6 の応力分布である。また、表 6-4 および表 6-5 に、5 サイクルのほかにも 25 サイクルも含め、作用する圧力および発生する応力を示す。5 サイクル目に比べ、25 サイクル目での圧力および応力が総じて大きくなる傾向にある。

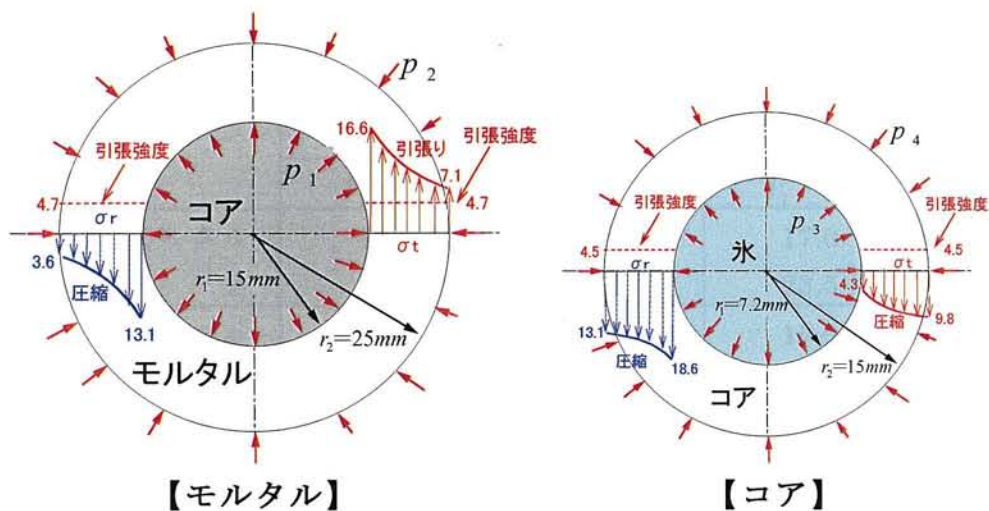


図 6-20 30-6 の半径方向と接線方向に生じる応力分布図 (5 サイクル)

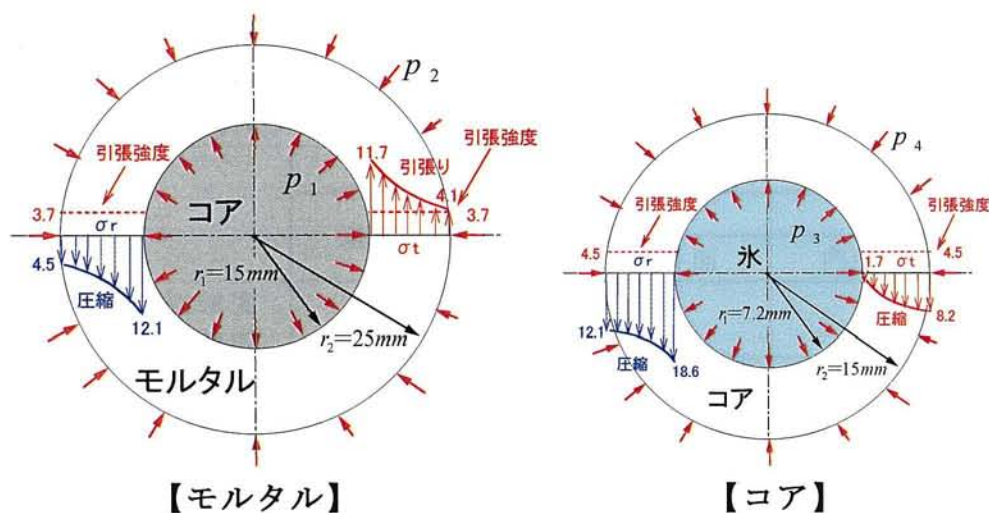


図 6-21 40-6 の半径方向と接線方向に生じる応力分布図 (5 サイクル)

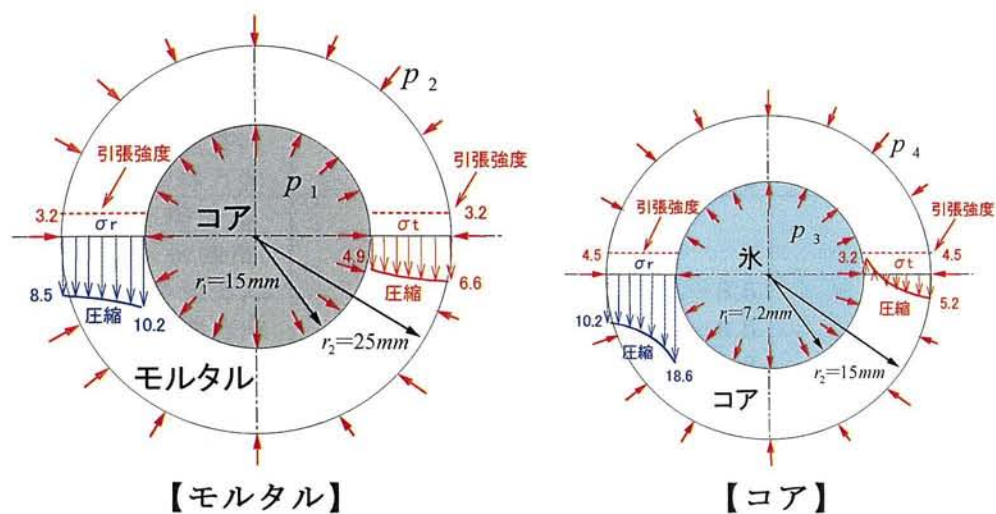


図 6-22 50-6 の半径方向と接線方向に生じる応力分布図 (5 サイクル)



表 6-4 複合モデルのモルタルとコアの内面および外面に作用する圧力

種類		圧力 (N/mm <sup>2</sup> )			
		5 サイクル		25 サイクル	
		$P_1 \cdot P_3$	$P_2 \cdot P_4$	$P_1 \cdot P_3$	$P_2 \cdot P_4$
30-6	モルタル	13.1	3.6	17.0	3.3
	コア	18.6	13.1	23.5	17.0
40-6	モルタル	12.1	4.5	15.0	4.4
	コア	18.6	12.1	23.5	15.0
50-6	モルタル	10.2	8.5	12.8	11.7
	コア	18.6	10.2	23.5	12.8

※  $P_1$ および $P_2$ ：モルタルに作用する内圧および外圧※  $P_3$ および $P_4$ ：コアに作用する内圧および外圧

表 6-5 厚肉円筒モデルによるコアとモルタルに生じる応力の一覧表

種類		強度または応力 (N/mm <sup>2</sup> )				
		基準	5 サイクル		25 サイクル	
			内面	外面	内面	外面
コア単体	圧縮強度	52.3				
	引張強度	4.5				
30-6	圧縮強度	59.7				
	引張強度	4.7				
	M 半径方向		-13.1	-3.6	-17.0	-3.3
	M 接線方向		16.6	7.1	25.8	12.1
	C 半径方向		-18.6	-13.1	-23.5	-17.0
40-6	C 接線方向		-4.3	-9.8	-6.6	-13.1
	圧縮強度	54.7				
	引張強度	3.7				
	M 半径方向		-12.1	-4.5	-15.0	-4.4
	M 接線方向		11.7	4.1	18.1	7.5
50-6	C 半径方向		-18.6	-12.1	-23.5	-15.0
	C 接線方向		-1.7	-8.2	-1.4	-9.9
	圧縮強度	33.0				
	引張強度	3.2				
	M 半径方向		-10.2	-8.5	-12.8	-11.7
50-6	M 接線方向		-4.9	-6.6	-9.4	-10.5
	C 半径方向		-18.6	-10.2	-23.5	-12.8
	C 接線方向		3.2	-5.2	4.3	-6.4

※ M：モルタル，C：コア

正：引張応力，負：圧縮応力

赤字：引張強度以上の引張応力



図 6-20～図 6-22 に着目し、前章で得られた実験結果と関連付けてみる。前章の結果では、30-6 および 40-6 に相当するコンクリートが耐凍害性に極めて劣り、50-6 に相当するコンクリートは耐凍害性を確保できていた。

図 6-20 によれば、30-6 の場合、コアに発生するのは、半径方向および接線方向とも圧縮応力のみであり、しかも 25 サイクルでは、この圧縮応力が大きくなっていることから、周囲のモルタルに格別の変化がない限り、サイクルの進行に伴って、圧縮応力は増大すると推察される。しかし、その値からして、圧縮強度を超えることはないと思われる。

これに対し、モルタルでは、接線方向に引張応力が発生し、それは引張強度を超えている。計算上はモルタルが引張破壊することになるが、コア単独の場合で考察したように、ひずみの測定が可能であることから、実際は破壊が生じていないと考えられる。ただし、接線方向に引張応力が発生するのは疑いなく、25 サイクルでは、この応力が増大していることから、いずれモルタルは引張破壊に至る可能性がある。コンクリートの凍結融解試験でも、このモデルに該当するコンクリートの場合、試験終了後には幅の広いひび割れが多数観察された。ここでの解析結果からすれば、骨材の膨張による圧力がモルタルに引張応力を発生させ、コンクリートのひび割れの発生を招いたことになる。

30-6 に該当するコンクリートの場合、凍結融解作用によって骨材にもひび割れが発生し、中には崩壊ともいえる状態の骨材もみられた。ところが、ここでの解析結果によれば、コアには圧縮応力のみが作用し、それが破壊をもたらすような値になるとは考えにくい。ただし、これは周囲のモルタルが健全で、コアの膨張を抑制している場合であり、モルタルが破壊すれば、拘束効果が損なわれ、コアにとっては、自由に膨張できる状態に近づく。もしまったく自由に膨張できれば、前掲の図 6-13 のようなコア単体の場合と同じような状態となり、内部には接線方向の引張応力が発生すると考えられる。この引張応力が引張強度を超えれば、ひび割れが発生したり、崩壊状態になったりすることになり、実際にも、コンクリートの凍結融解試験で、この現象が生じたものと推察される。

40-6 に該当するコンクリートも凍結融解試験で著しい劣化を示した。図 6-21 のように、モルタルおよびコアとも、30-6 と同じような応力状態にあり、コンクリートの劣化を 30-6 の場合と同じ因果関係で説明できる。

50-6 に相当するコンクリートは、凍結融解試験で耐凍害性を確保できた。図 6-22 のように、この複合モデルの応力状態は、他のモデルと異なっている。ひとつは、コアの一部に引張応力が発生している点であるが、それは強度を超える値ではない。ただし、25 サイクルでは、この引張応力が大きくなっており、これによって、コアにひび割れが生じる可能性もある。コンクリートの凍結融解試験で

も、これに該当するコンクリートは耐凍害性を確保できたが、試験終了後の断面観察では、ひび割れが発生している骨材も見受けられた。

注目すべきは、モルタルの応力分布であり、半径方向のみならず、接線方向も圧縮となっている。この計算結果からすれば、モルタルにひび割れが入ることはなく、事実、コンクリートの凍結融解試験でも、目立ったひび割れが観察されていない。

50-6の場合、モルタルの弾性係数が小さく、コアの膨張を抑制する能力が相対的に小さい。コアの膨張をある程度許すため、コアには引張応力が発生すると考えられる。モルタルは、コアの膨張を抑制する反作用として、コアから内圧を受ける。抑制の程度が小さければ、内圧も小さい。モルタル内部の応力は、外圧と内圧の大きさによって異なるが、50-6の場合、内圧が外圧に比べて相対的に小さくなって、内部は引張り状態にならないと推察される。そのため、コンクリートの凍結融解試験でも、モルタルは健全な状態を保ち、結果的に耐凍害性を確保したと解釈できる。

以上の解析結果には、定量的検討に耐え難い面もあるが、少なくとも定性的には、耐凍害性の観点から低品質骨材を有効に利用するに際しての留意点が明らかになったといえる。すなわち、骨材が低品質の場合、それ自体が凍結によって膨張しようとするが、その膨張をできるだけ拘束しないような配合とすれば、耐凍害性を確保できる可能性がある。具体的には、水セメント比を大きく設定することであり、モルタルのヤング率が小さくなって、骨材の膨張を拘束する程度が弱まる。この場合、モルタルおよび骨材とも低強度であるため、コンクリートとしての強度の確保が難しくなるが、構造物の種類や部材によっては、それほど強度を必要としないものもあり、そのような箇所への適用が考えられる。

#### 6.4.4 細孔径分布による考察

水セメント比を大きくするほど、低品質骨材を用いたコンクリートの耐凍害性が高まる現象を、別の角度から検討してみる。図 6-23 は、水銀圧入式ポロシメータによって求めた細孔径分布を示している。各モデル別にモルタルおよび骨材の分布を示しており、骨材は共通である。

対象とした骨材には、多量の細孔が含まれており、細孔中の水が凍結すれば、大きく膨張するのは当然といえる。骨材の細孔径分布は、水セメント比 30% のモルタルに近似している。モルタルの細孔径分布は、水セメント比が大きくなるほど、粗大孔側にシフトし、たとえば水セメント比 50% では、骨材とは明らかに異なる細孔径分布となる。

前掲の図 6-3 に示されるように、複合モデルのモルタルとコアとで、凍結融解

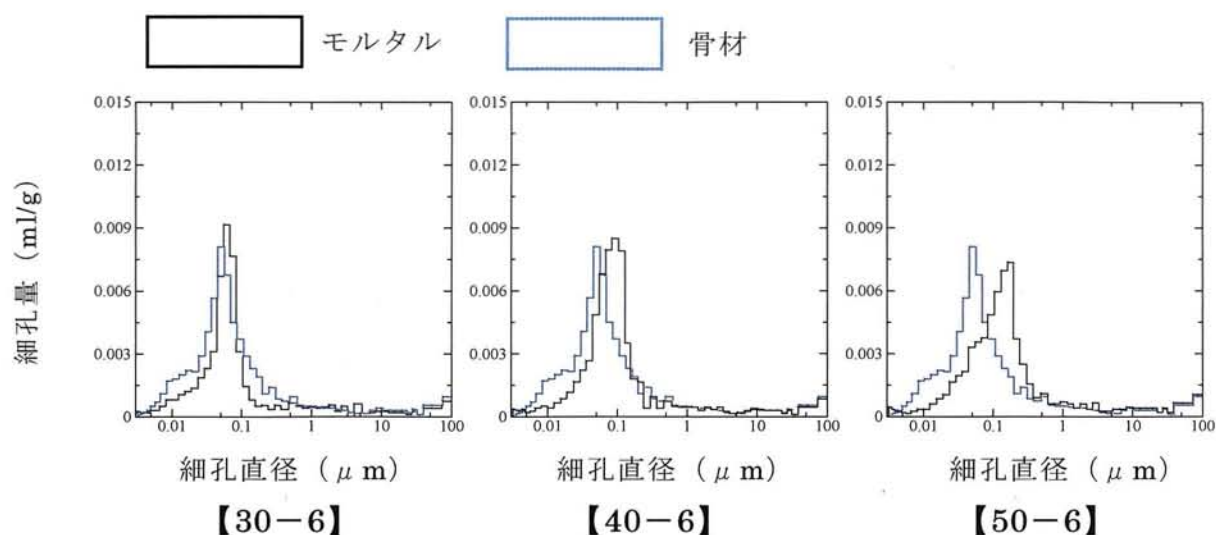


図 6-23 モルタルとコアの細孔量

に伴う温度履歴にそれほどの差がない。コンクリートを想定すれば、当然のことながら、表面部の温度低下や温度上昇が内部に先行するが、同じ部分にあるモルタルと骨材とでは、温度変化が同じであるとして差し支えないと思われる。

モルタルあるいは骨材を問わず、凍結工程における細孔中の水の凍結は、粗大孔において先行する。水セメント比 50%では、モルタル中に粗大孔が多く、同じ温度であっても、まずこの細孔中の水が凍結する。モルタルの場合、細孔中の水には、アルカリ成分が溶解しており、凍結に伴い、このアルカリ成分はまだ凍結していないアルカリ溶液に析出して、その部分のアルカリ濃度を高める。一方、骨材の細孔は相対的に微細であり、細孔中の水は凍結しにくく、しかもアルカリ成分は存在しない。そのため、濃度差によって浸透圧が生じ、骨材中の水は、モルタル中のまだ凍結していない高濃度の細孔へと移動する。たとえば、水セメント比 30%では、モルタルと骨材の細孔径分布が近似しているため、凍結がほぼ同時に起こり、骨材からモルタルへの水の移動は、ほとんど生じないと考えられる。

水セメント比 50%において、骨材からモルタルへ水が移動するとすれば、骨材中の含水程度が低まり、その分、凍結に伴う膨張が小さくなって、劣化の恐れが弱まる。一方、水が移動してきた側のモルタルにとっては、劣化の危険性が高まることになるが、モルタルには連行気泡が存在しており、水圧の高まりを緩和して、劣化を招かないと考えられる。

このように、モルタルと骨材との細孔径分布の兼ね合いも、水セメント比の大きなコンクリートで、耐凍害性を確保できた理由のひとつとなっている可能性がある。

## 6.5 結言

低品質の粗骨材からコアを採取し、これをモルタルと組み合わせた複合モデルを作製し、凍結融解作用にともなうコアとモルタルのひずみを測定した。得られた結果から、これらに作用する内圧および外圧を算出し、厚肉円筒モデルの解析手法によって、半径方向および接線方向に生じる応力を求めた。これらの応力を、コアあるいはモルタルの強度と比較した結果、次の結果が得られた。

- (1) コア単体の応力分布図によると、半径方向では圧縮強度を下回る圧縮応力が生じているが、接線方向では、引張強度を上回る引張応力が生じている。ただし、これは、あくまでも、コアの中の水を中心部に集めた一塊として想定した場合の結果であり、凍結融解に伴うひずみは測定できているので、コアが引張破壊しているとは考えにくい。
- (2) 複合モデルでは、供試体の種類により、異なる結果が得られた。30-6および40-6のコアの場合、半径方向および接線方向いずれでも生じているのは圧縮応力であり、サイクルの進行に伴い増加する傾向は見られるものの、圧縮強度を上回ることは考えられない。
- (3) これに対し、30-6および40-6のモルタルの場合、半径方向で生じていたのは圧縮強度以下の圧縮応力で問題はないが、接線方向では引張強度を大きく上回る引張応力が生じている。コンクリートの凍結融解試験でも、このモデルに相当するコンクリートは、試験終了後には幅の広いひび割れが多数観察されたことから、骨材の膨張による圧力がモルタルに引張応力を発生させ、コンクリートにはひび割れが発生したものと考えられる。
- (4) 一方、50-6のモルタルの場合には、内圧が外圧に比べて相対的に小さくなり、内部には引張応力が生じなかったと考えられる。ただし、コアには引張応力が生じている。モルタルの弾性係数が小さく、コアの膨張を抑制する能力が小さいために、コアには引張応力が発生するものと考えられる。
- (5) 骨材が低品質の場合、その膨張をできるだけ拘束しないように、水セメント比の大きいモルタルで包むことが重要であり、この場合、強度の確保が困難になると考えられるが、構造物の種類や部材を限定すれば、使用することが可能になると考えられる。
- (6) モルタルと骨材の細孔径分布による考察でも、同様の結果が得られた。すなわち、水セメント比の大きいモルタルの方が粗大孔が多いので、骨材に比べて凍結しやすく、凍結したモルタルのアルカリ成分は、未凍結のアルカリ溶液に析出し、濃度が高くなる。しかしながら、骨材にはアルカリ成分は溶出しておらず、これによって浸透圧が生じ、骨材の未凍結水はモルタルに移動する。移動によって生じる圧力は連行気泡によって軽減され、



耐凍害性は良好になったものと考えられる。

**参考文献**

- 1) 気象予報士試験 大気の熱力学・力学 徹底攻略：ナツメ社（2006）
- 2) 世界大百科事典：平凡社（1997）
- 3) 長谷川寿夫・藤原忠司：コンクリート構造物の耐久性シリーズ・凍害，技報堂出版，p.23（1988）
- 4) 標準 材料の力学：日刊工業新聞社（2005）

## 第7章 結 論

コンクリートがメンテナンスフリーという時代は、とうの昔に過ぎ去ってしまった感がある。現在は、維持管理の時代だという。コンクリート構造物をなるべく長持ちさせようという、発想がそこには潜んでいる。岩手県のような寒冷地では、耐凍害性の確保が、耐久性の確保に通じるといっても過言ではないほど、凍結融解抵抗性の確保は重要視されてきた。それに加え、骨材の低品質化が大きな問題となっている。これまで述べてきたように、吸水率の大きな骨材は、耐凍害性の確保が困難になる。しかしながら、今後は、このような低品質骨材を用いざるを得ない状況にあり、しかもコスト削減の観点から、なるべく長持ちさせるコンクリートとなるように製造することが、生コンクリート製造業に従事する筆者にとっては重要であると考え、一連の検討を行ってきた。

本研究を始める動機となった生コンクリートを対象とした凍結融解試験では、生コンクリートの耐凍害性に関わる問題点を明らかにすることができた。細骨材に含まれる異物が耐凍害性に影響を及ぼしていること、骨材の品質の低下が耐凍害性の低下を招いている例があることを契機として、コンクリートだけでなく、低品質骨材自体の耐凍害性についても明らかにすることができた。これに加え、低品質骨材を用いたコンクリートの耐凍害性を確保する観点から、配合の影響についても検討し、一般的な原則にとらわれるのではなく、骨材の品質に見合った配合とすることで、耐凍害性を得られる例があることを明らかにした。さらに、低品質骨材とモルタルを組み合わせた複合モデルによる解析を行うことで、低品質骨材を用いたコンクリートの耐凍害性確保に関するメカニズムを明らかにし、基礎資料を得ることができた。以下に、本研究によって得られた結果を要約する。

### 7.1 実際に製造されている生コンクリートの耐凍害性

コンクリート構造物の耐凍害性を確保するには、まずこれに使われる生コンクリートの耐凍害性を把握する必要があることから、実際に製造されている生コンクリートを対象とした凍結融解試験を行った。

全工場を対象とした耐久性指数の頻度図によると、耐久性指数 60 以上の工場が全体の 7 割程度を占め、全工場平均の耐久性指数は 76%であり、耐久性指数 90 以上の工場も多いことから、岩手県内の生コン工場から出荷されるコンクリートは、総体的には良好な耐凍害性を示していると言える。しかしながら、耐久性指数 60 未満の工場が全体の 3 割程度あり、この点は看過できない。中には、最初の 30 サイクルで、相対動弾性係数が測定不能になる例も見られた。

細骨材および粗骨材の吸水率と耐久性指数との関係によると、既存の文献で明

らかになっているように、細骨材より粗骨材の品質が耐凍害性に及ぼす影響が大きいことが改めて示された。ただし、粗骨材の吸水率が小さくても耐凍害性に劣る例がいくつか見られ、粗骨材の吸水率のみでは耐凍害性を断定できない面も示された。

凍結融解試験を終えた供試体については、その外観を観察した。認められた劣化は、ポップアウト、スケーリングおよびひび割れであった。ポップアウトは、砂利のみおよび砂利と碎石の混合使用の場合に、高い割合で発生しており、中には、粗骨材の吸水率が、1%以下にも関わらずポップアウトが発生している例も見られた。スケーリングの発生状況によると、砂のみの場合、その発生割合はそれほど大きくはないが、砕砂使用の6工場中、半分の3工場でスケーリングが発生していた。この3工場は、いずれも良質の碎石を用いているにもかかわらず、耐久性指数60未満を示した例である。

コンクリートの耐凍害性に及ぼす空気量の影響を検討したところ、フレッシュコンクリートよりも硬化コンクリートの空気量が大きな影響を及ぼしていることが明らかとなった。空気量3%以下の領域には、耐久性指数60未満を示した15工場のうち、11工場が分布していることから、耐凍害性が特に要求される場合には、硬化後の空気量を想定し、フレッシュコンクリートの目標空気量を高く設定することが有効な対策になると考えられる。硬化コンクリートの空気量と気泡間隔係数の関係によると、気泡間隔係数 $300\mu\text{m}$ 以下、硬化コンクリートの空気量で3%以上が、コンクリートの耐凍害性を確保する目安であるように思われる。

土木学会コンクリート標準示方書では、コンクリート構造物の凍結融解作用に関する照査として、相対動弾性係数を取り入れており、この点に関する検討を行った。その結果、粗骨材として砂利を用いた場合、所要の水セメント比を満足していても、これに対応する相対動弾性係数を満足できない恐れがあるので、注意を要する。コンクリート標準示方書によると、質量減少率も耐凍害性の指標としているが、これを指標として用いる場合には、耐久性指数のように、サイクルによる変動がない指標として処理する必要がある。

圧縮強度については、総体的には耐凍害性に及ぼす影響は明確にはみられなかったが、粗骨材の吸水率の範囲を限定し、より詳細に検討すると、相対的に小さな圧縮強度の場合に、耐凍害性の低下を引き起こしている例も見られた。

得られた結果を単一の要因のみで検討するには無理があるため、耐久性指数を被説明変数、材料の物性や配合要因等を説明変数として、重回帰分析を試みた。その結果、粗骨材の吸水率や空気量の影響力が比較的強く、細骨材の吸水率や圧縮強度の影響力は小さいことが明らかとなり、一連の検討結果と符合する結果が



得られた。

## 7.2 コンクリートの耐凍害性に及ぼす砕砂中のカーボンの影響

実際に製造されている生コンクリートを対象として、硬化コンクリートの凍結融解試験を行ったところ、吸水率が極めて小さく、フレッシュコンクリートの空気量も適切であったにも関わらず、耐凍害性に劣るコンクリートが3例見受けられた。これらの生コンクリートは、実際に出荷されており、このままでは耐凍害性に劣る恐れがあることから、原因を解明し、改善策を打ち立てる必要に迫られた。そこで、考えられる原因の真偽を確かめながら、実験を行うことにした。

まず、着目したのは骨材である。これらの3工場は、いずれも同じ砕石プラントで製造された砕石・砕砂を使用しており、石質である石灰岩そのものに問題があつて、コンクリートの耐凍害性が損なわれた可能性があるかと推察されたことから、この点に関する実験を行った。その結果、相対動弾性係数の低下は見られず、耐久性指数は90以上となったことから、骨材の石質が耐凍害性を低下させた原因ではないと判断した。

次の段階では、骨材の微粒分量に着目した。当該工場で用いられている骨材には、微粒分が多く含まれている。この微粒分量と混和剤の組合わせにより、コンクリートの気泡分布や気泡間隔係数が影響を受け、耐凍害性が劣った可能性もあり、この点に着目した実験を行った。実験では、微粒分量をJISの上限値7%を上回る9.5%と、それ以下の0.9%に設定し、当該工場で使用している混和剤Bを含む6種類の混和剤を用いたコンクリートの耐凍害性を比較した。その結果、いずれの混和剤も微粒分量の多いコンクリートの方が、耐久性指数は大きくなったことから、微粒分量の多いことが耐凍害性を損ねた原因ではないと判断した。

AE剤の使用量に着目すると、おしなべて微粒分量の多い方がその使用量は増えている。微粒分が存在すれば、気泡の分散効果が高まり、小さい気泡ができやすくなるものの、小さい気泡は内圧が大きいために消失しやすくなると考えられる。したがって、所定の空気量を確保するためには、気泡の液膜の粘性や弾性を大きくする必要があり、これがAE剤の使用量が増えた原因ではないかと推察される。

微粒分量の違いを硬化コンクリート内の気泡弦長の分布で比較すると、いずれの混和剤も、微粒分量の多いほうが耐凍害性の確保に効果があるといわれている200 $\mu$ m以下の気泡が多く、気泡間隔係数も小さくなっている。これらの結果から、微粒分量が多くなると気泡の分散効果が高まり、所定の空気量を確保するために増量されるAE剤は、AE減水剤よりも気泡の安定性がよく、比較的小さい気泡が硬化後のコンクリートに多く滞留しているために気泡間隔係数が小さく

なり、耐凍害性は良好になると考えられる。

次に着目したのは、砕砂に含まれる異物（黒色物）の影響である。ここでは、混和剤の種類を限定し、当該工場で用いている混和剤 B と前述の実験でいずれの微粒分量でも耐凍害性が良好だった混和剤 A の 2 種類を用い、砕砂に対する黒色物の割合を 3 水準に設定し、凍結融解抵抗性を比較した。540 サイクルまで行った凍結融解試験の結果によると、混和剤 B を用いたコンクリートは、黒色物の添加量が増えるにつれて、相対動弾性係数が低下する傾向を示した。空気残存率と 540 サイクル時の相対動弾性係数の関係によると、いずれの混和剤も黒色物を添加するほど、空気残存率は小さくなるが、混和剤 B でその傾向が著しいことが明らかとなった。

硬化コンクリートに含まれる気泡の累積個数を比較すると、混和剤 A に比べて、混和剤 B を用いたコンクリートは、耐凍害性の確保に有効な  $100\mu\text{m}$  程度以下の微細な気泡が少ない。この傾向は、黒色物の含有量が多くなるほど顕著である。混和剤 B の場合、黒色物の存在によって、硬化コンクリートに残存する空気泡が少なくなり、しかも、微細な気泡が少なくて、耐凍害性が低下すると推察された。

耐凍害性を確保する上で重要な働きをする気泡の泡立ちやすさは、混和剤の表面張力と関連があるといわれており、混和剤に黒色物を加えた水溶液の表面張力の時間的な変化を測定した。混和剤 A および B に黒色物を加えた表面張力の経時変化を見ると、混和剤 A の場合には混和剤のみに比べて表面張力は大きくなるものの、その後の経時変化は見られなかった。一方、混和剤 B の場合には、混和剤 A よりも表面張力がさらに大きくなり、しかも時間の経過に伴い、表面張力が徐々に大きくなる結果が得られた。

一連の検討から、用いた砕砂にはカーボンが含まれており、混和剤 B を用いたコンクリートの場合、練混ぜ時には AE 剤の使用量を増量して所要の空気量を確保しても、凝結過程でカーボンの影響を受けて、一端生成した気泡が消失して硬化後の空気残存率が小さくなり、結果的に耐凍害性が損なわれたものと推察される。

### 7.3 凍結融解繰返し作用に対する低品質骨材自体の耐凍害性

骨材が低品質であれば、コンクリートの耐凍害性を確保することは難しくなり、格別の技術的配慮を必要とする。この性能を満たす技術を確立するためには、まず骨材自体が、凍結融解作用により、どのような挙動を示すか明らかにする必要があるため、広範囲な品質の骨材を対象として、それら自体の凍結融解抵抗性を調べ、低品質骨材を有効利用する際の基礎資料を得ることにした。

対象とした骨材は、総計で 29 種類である。ここでは、吸水率に着目し、規格

を満たさない骨材を低品質骨材とみなした。骨材自体の凍結融解抵抗性には、内部の空隙構造が関わりと予想されるため、水銀圧入法によって、細孔径分布を求めた。骨材の凍結融解抵抗性は、従来の JIS A 1122「硫酸ナトリウムによる骨材の安定性試験方法」では、水分の凍結に伴う凍結融解抵抗性を正しく評価できない恐れがあるため、「骨材自体に直接、凍結融解作用を与える方法」と「残留膨張」のふたつの指標によって評価した。

骨材の質量減少は、解析の便宜上、コンクリートの耐久性指数に倣い、相対質量に置き換え、骨材耐久性指数として算出した。骨材の吸水率と骨材耐久性指数の関係によると、総体的には、吸水率が小さいほど、高い耐久性指数を示す傾向にある。注目すべきは、吸水率が 3～6% の範疇にある骨材であり、この範囲では、骨材耐久性指数が、必ずしも吸水率に対応していない。ただし、吸水率が 6% を上回ると、骨材耐久性指数はすべて 50 を下回ったことから、いかに低品質骨材の有効利用を図ろうとしても、それには限度があると言える。

吸水率が 4% および 5% と同程度で、骨材耐久性指数に違いがみられる骨材を 2 種類ずつ選び、骨材粒子 100 個の吸水率のばらつきを調べてみたところ、吸水率のばらつきが大きく、吸水率の大きい粒子の混在の多い骨材の方が、低い骨材耐久性指数を示した。骨材粒子 100 個のうち、吸水率が 5% 以上の骨材粒子の割合が多くなるほど、骨材耐久性指数は低くなる傾向を示したことから、骨材自体の凍結融解抵抗性を吸水率で判断するにしても、吸水率のばらつきの程度や吸水率の大きい粒子の混在割合にも着目する必要がある。

骨材自体の圧縮強度が大きくなるほど、総体的には、骨材耐久性指数が大きくなっており、圧縮強度も凍結融解抵抗性に関わっている。前述の吸水率が 4% および 5% と同程度で、骨材耐久性指数に違いがみられた 2 組に着目すると、吸水率が 5% 程度で、圧縮強度が小さい骨材は骨材耐久性指数も小さくなる傾向を示した。水の凍結は、骨材組織に引張力をもたらす。そこで、引張強度と骨材耐久性指数の関係を求めたところ、圧縮強度では説明がつかなかった吸水率 4% の骨材は、引張強度が小さくなると骨材耐久性指数も小さくなる傾向を示したことから、骨材耐久性指数は圧縮強度よりは引張強度によく対応する結果が得られた。

次に、残留膨張に及ぼす骨材の物性の影響で明らかになった点を示す。凍結融解に伴うひずみの変化を 100 サイクルまで測定したところ、吸水率の小さい骨材は単に収縮を繰り返すだけであったが、吸水率が大きい骨材では、 $-5^{\circ}\text{C}$  あたりから膨張し始め、サイクルの進行に伴い、残留膨張も大きくなる挙動を示した。骨材の吸水率と残留膨張の関係によると、吸水率が大きくなるほど残留膨張も大きくなる傾向を示した。骨材耐久性指数で検討した 2 組に着目すると、残留膨張はほぼ同じ値を示しており、骨材耐久性指数と残留膨張とは、凍結融解抵抗性の異

なる面を捉えている可能性があることも明らかとなった。

骨材の細孔径分布によると、良質骨材の細孔量はきわめて少ないのに対し、低品質骨材の場合には、細孔量がきわめて多く、凍結融解後の細孔径分布が粗大方向に移動する変化が見られた。とくに、 $1\mu\text{m}$ 以上の細孔量がほとんど変化していないのに対し、 $0.01\sim 0.1\mu\text{m}$ の細孔量が減少している点が注目され、この細孔が凍結融解に伴い緩み、より粗大な細孔になったと推察された。

そこで、 $0.01\sim 0.1\mu\text{m}$ の細孔量と残留膨張との関係を求めたところ、吸水率と残留膨張との関係よりも、より明瞭な関係が見られた。ただし、全体の傾向から外れ、この領域の細孔量が多いにもかかわらず、残留膨張の小さい骨材も見られた。ひずみの大きさには、弾性的性質が大きく関わるため、 $0.01\sim 0.1\mu\text{m}$ の細孔量をヤング係数で除した変数を導入し、これと残留膨張との関係を求めた。両者には一定の関係があり、前述の全体の傾向から外れた骨材が、今度は全体の傾向に治まったことから、残留膨張を凍結融解抵抗性の指標とする場合には、 $0.01\sim 0.1\mu\text{m}$ の細孔量とヤング係数が関連要因となることが明らかとなった。

吸水率が3~6%で、JISを満足しない骨材でも、高い骨材耐久性指数と小さい残留膨張を示すものがあり、耐凍害性の観点からは、これらを規格内骨材と同等の扱いができると考えられる。骨材耐久性指数や残留膨張に問題を残す骨材の場合、コンクリートの配合等を工夫すれば使用できる可能性があると考え、次の段階の実験に進んだ。

#### 7.4 低品質骨材を用いたコンクリートの耐凍害性に及ぼす配合の影響

ここでは、前章の実験で対象とした骨材の一部を用い、コンクリートの耐凍害性を調べた。対象とした粗骨材は、総計で17種類である。絶乾密度および吸水率ともに規格を満たさない骨材を低品質骨材とみなし、17種類中、14種類がこれに該当する。

水セメント比50%の場合、粗骨材の吸水率が小さいほど高い耐久性指数を示しており、しかも吸水率が4.5%程度までであれば、ほとんどの耐久性指数が100程度を示したことから、規格外であっても、有効活用できる骨材が少なくないことが明らかになった。ただし、吸水率が5%程度以上になると、ほとんどの耐久性指数が60を下回ったことから、耐凍害性の確保は難しいと言える。

3段階に設定したフレッシュコンクリートの空気量と耐久性指数の関係を水セメント比50%、40%および30%で比較すると、低品質骨材の場合、いずれの水セメント比でも空気量6%で耐久性指数が極値を示し、最も大きい値を示したことから、適切な空気量を設定することで耐凍害性を確保できる可能性が示された。ただし、空気量と密接な関係のある気泡間隔係数に着目すると、必ずしも気泡間



隔係数が小さくなるほど耐久性指数が大きくなる傾向は示されておらず、空気量以外の要因が卓越して極値が生じたことも考えられた。

低品質骨材を用いても、水セメント比が小さいほど、圧縮強度は大きくなり、一般の常識にかなう傾向を示した。一方、耐凍害性の場合、低品質骨材の中には、水セメント比が小さいほど、耐久性指数が小さいという、極めて特異な現象を示すものも見られた。

凍結融解に伴う質量変化率の推移によると、劣化に伴い、質量が減少するコンクリートも見られたが、中にはひび割れの発生によりコンクリートが吸水し、著しい質量増加を示す例も見受けられた。ただし、劣化現象として、スケーリングの発生は認められなかった。質量変化率の増加が著しいコンクリートは、長さ変化率も大きくなる傾向を示した。

低品質骨材を用いたコンクリートは、長さ変化率が大きくなるほど耐久性指数が小さくなる傾向を示したことから、内部組織の弛緩または崩壊が膨張をもたらし、耐久性指数の低下につながったと考えられる。著しい耐久性指数の低下を示した水セメント比 30% のコンクリートの断面を観察すると、粗骨材は崩壊状態にあり、モルタルにもおびただしいひび割れと空隙が生じていた。一方、水セメント比 50% の場合には、粗骨材にはひび割れが生じている程度であり、モルタルに生じているひび割れも小さかった。

水セメント比 30% の耐久性指数が低下したのは、粗骨材の膨張を阻止しようとするモルタルの働きが強く、そのために粗骨材に応力が発生し、崩壊に至ったと推察され、粗骨材の膨張圧が徐々に大きくなり、モルタルにもひび割れが発生したものと考えられる。一方、水セメント比 50% の場合には、モルタルの拘束力が弱く、しかも骨材内部の水分が凍結した際に、骨材からの未凍結水が移動できるようなモルタルの空隙構造になっていたと考えられ、結果的に 80 を上回る耐久性指数を確保できたものと考えられる。

低品質骨材を用い、空気量を 6% に設定したコンクリートが耐凍害性を確保できたのは、一見して適切な空気量の設定によると受け止められかねないが、それよりは、粗骨材とモルタルの品質の組み合わせが、凍結融解に伴う内部応力の発生を小さくしたためであると考えるのが妥当であると思われる。

300 サイクル終了時のコンクリートを観察すると、耐久性指数が著しく低下した水セメント比 30% および 40% のコンクリートには、通常では観察されない 10 ～ 20mm の巾のひび割れが無数に生じており、中にはポップアウトも見られたことから、凍結時の膨張圧がきわめて大きいことが伺えた。

### 7.5 低品質骨材とモルタルを組合わせた複合モデルによる照査

低品質の粗骨材からコアを採取し、これをモルタルと組み合わせた複合モデルを作製し、凍結融解作用にともなうコアとモルタルのひずみを測定した。得られた結果から、コアとモルタルに作用する内圧および外圧を算出し、厚肉円筒モデルの解析手法を導入することで、半径方向および接線方向に生じる応力を求めた。これらの応力を、コアあるいはモルタルの圧縮強度あるいは引張強度と比較した結果、次の結果が得られた。

コア単体の応力分布図によると、半径方向では圧縮強度を下回る圧縮応力が生じているが、接線方向では、引張応力を上回る引張強度が生じている。ただし、これは、あくまでも、コアの中の水を中心部に集めた一塊として想定した場合の結果であり、凍結融解に伴うひずみは測定できているので、コアが引張破壊しているとは考えられない。

複合モデルでは、供試体の種類により、異なる結果が得られた。30-6 および 40-6 のコアの場合、半径方向および接線方向では、いずれも圧縮応力が生じている。サイクルの進行に伴い、その応力は増加する傾向は見られるものの、圧縮強度を上回することは考えられない。

これに対し、30-6 および 40-6 のモルタルの場合、半径方向では圧縮強度以下の圧縮応力が生じており、問題は見られないが、接線方向では引張強度を大きく上回る引張応力が生じている。コンクリートの凍結融解試験でも、このモデルに相当するコンクリートは、試験終了後には幅の広いひび割れが多数観察されたことから、骨材の膨張による圧力がモルタルに引張応力を発生させ、コンクリートにはひび割れが生じたものと考えられる。

一方、50-6 のモルタルの場合には、内圧が外圧に比べて相対的に小さくなり、内部には引張応力が生じなかったと考えられる。ただし、コアには引張応力が生じている。モルタルの弾性係数が小さく、コアの膨張を抑制する能力が小さいために、コアには引張応力が発生するものと考えられる。

骨材が低品質の場合、その膨張をできるだけ拘束しないように、水セメント比の大きいモルタルで包むことが重要であり、この場合、強度の確保が困難になると考えられるが、構造物の種類や部材を限定すれば、使用することが可能になると考えられる。

モルタルと骨材の細孔径分布による考察でも、同様の結果が得られた。すなわち、モルタルの細孔径分布は、水セメント比が大きくなるほど、粗大方向に移動しており、骨材の細孔径分布とは異なる傾向になる。細孔中の水の凍結は、粗大孔から始まるといわれており、水セメント比 50% のコンクリートでは、粗大孔の多いモルタルから凍結が始まる。凍結したモルタルのアルカリ成分は、凍結して

いないモルタルのアルカリ溶液に析出し、その部分の濃度を高める。骨材には、アルカリ成分が溶出していないので、アルカリ成分の濃度差による浸透圧が生じ、骨材中の水は、まだ凍結していないモルタル中の高濃度の細孔へと移動し水圧が高くなる。しかしながら、その水圧はモルタル中の連行気泡によって軽減されると考えられ、水セメント比の大きなモルタルとすることで粗大孔が多くなり、未凍結水が移動しやすかったことが、コンクリートの耐凍害性を確保できた理由のひとつとなっていると考えられる。

## 謝辞

本研究の遂行，原著論文および本学位論文の作成に当たり，ご指導・ご鞭撻を賜りました，岩手大学工学部教授 藤原忠司博士に心より深甚なる感謝の意を表します。

また，本学位論文の作成に当たり，有益なご教授を頂くとともに，不備な点につきましても適切なご指導・ご助言を賜りました，岩手大学工学部教授 古住光正博士，岩手大学工学部教授 岩崎正二博士，岩手大学工学部准教授 羽原俊祐博士に深甚なる感謝の意を表します。

本研究の遂行に際しましては，岩手大学工学部助教 小山田哲也博士のご指導・ご協力を賜るとともに，博士前期課程の増田健氏（現昭和コンクリート工業株式会社），村井松雄氏（現ライト工業株式会社）のご協力を賜りました。心より，感謝申し上げます。

本研究は，岩手県生コンクリート工業組合・技術委員会のもとに設置されているワーキンググループの成果でもあります。メンバーである元岩手大学技術部技術専門員 帷子國成氏，西岩手生コンクリート株式会社・取締役工場長 鈴木昭彦氏，東北化学工業株式会社 岩手生コン工場・技術主任 宇夫方章裕氏，盛岡カイハツ生コンクリート株式会社 雫石工場・技術主任 武蔵芳行氏，岩手県生コンクリート工業組合 中央技術センターおよび県南技術センター・所長 宇賀神尊信氏，中央技術センター・試験研究課長 中澤岩男氏，同・技手 藤原裕介氏，同・技手 川代すが子氏，県南技術センター・次長 山内茂樹氏，同・技手 作間晋吾氏，同・技手 菊地雄二氏の方々に，心より感謝申し上げます。

本研究の遂行に際しましては，岩手大学の関係者の方々のご協力も賜りました。岩手大学技術部・技術職員 小笠原霧子氏，建設環境工学科の斎藤悠氏（現ライト工業株式会社）中川裕登氏（現国土交通省・関東地方整備局），小田島悠弥氏の方々に，心より，感謝申し上げます。

本研究の必要性を理解していただき，様々な面でご支援賜りました岩手県生コンクリート工業組合・理事長 阿部典夫氏，同・技術委員長 田中新八郎氏，ならびに技術委員会委員の方々に，衷心より感謝申し上げます。

さらに，本研究を陰から支えていただいた岩手県生コンクリート工業組合・専務理事 藤澤慎一氏，同・参事兼事務局長 千葉繁樹氏，同・中央技術センター・主事 唐芳和恵氏の方々に，深く感謝申し上げます，

最後に，社会人入学に理解を示し，最後まで応援してくれた家族全員に心から感謝いたします。

2008 年 3 月



## 原著論文

1. 袴田豊, 藤原忠司, 小山田哲也, 川代すが子: コンクリートの耐凍害性に及ぼす砕砂中のカーボンの影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.869-874 (2006 年 7 月)
2. 袴田豊, 藤原忠司, 増田健, 村井松雄: 凍結融解繰返し作用に対する低品質骨材自体の抵抗性, セメント・コンクリート論文集, No.60, pp.382-389 (2006 年 2 月)
3. 袴田豊, 藤原忠司, 小山田哲也, 藤原裕介: 低品質骨材を用いたコンクリートの耐凍害性に及ぼす配合の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.1, pp.1143-1148 (2007 年 7 月)